

Elektrotechnik und Maschinenbau

ZEITSCHRIFT DES ÖSTERREICHISCHEN
VERBANDES FÜR ELEKTROTECHNIK
Hauptredakteur: H. SEQUENZ UND F. SMOLA, WIEN SPRINGER-VERLAG, WIEN

1. Jahrgang

Wien, 15. August 1960

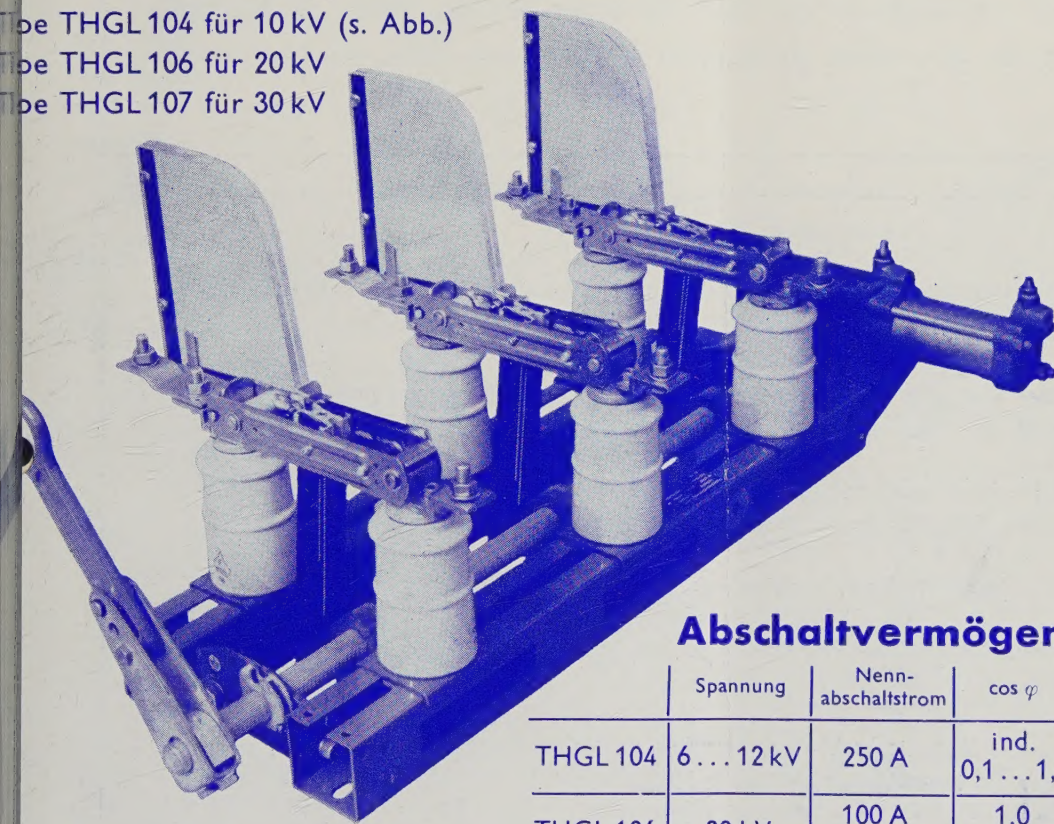
Heft 15/16, Seite 341—368

HAUSTRENNNSCHALTER FÜR INNENRAUMANLAGEN

Typ THGL 104 für 10 kV (s. Abb.)

Typ THGL 106 für 20 kV

Typ THGL 107 für 30 kV



Abschaltvermögen

	Spannung	Nenn- abschaltstrom	$\cos \varphi$
THGL 104	6...12 kV	250 A	ind. 0,1...1,0
THGL 106	20 kV	100 A 30 A	1,0 ind. 0,1
THGL 107	30 kV	60 A 20 A	1,0 ind. 0,1

SPRECHER
S&S
SCHUH

FABRIK ELEKTRISCHER APPARATE
SPRECHER & SCHUH
GESELLSCHAFT M. B. H., LINZ, FRANCKSTR. 51

Von Internationaler Gesellschaft auf dem Gebiete der Fördertechnik im süddeutschen Raum wird für sofort für aussichtsreiche Dauerstellung gesucht:

Ein Elektroingenieur

zur Planung von Fernsteuerungen auf relais- und elektronischer Basis. Unter „E und M 8499“

Wenn Sie interessiert sind, einige Zeit in

Paris zu leben und Elektroingenieur

sind, der Fernsteuerungen für Förderanlagen planen kann, dann schreiben Sie uns unter „E und M 8499 a“

Bewerbungen mit Nachweis der bisherigen Tätigkeit, Lebenslauf, Lichtbild und Gehaltsansprüchen erbeten an den Springer-Verlag, Wien I, Mölkerbastei 5 unter Angabe der oben genannten Chiffre-Nummern.

Ein großes deutsches Industrieunternehmen im Rheinland **sucht** für seine Patentabteilung zum baldigen Eintritt einen schrift- und verhandlungsgewandten

Patentingenieur

mit mehrjährigen Erfahrungen auf dem Gebiet des gesamten gewerblichen Rechtsschutzes sowie mit guten französischen und englischen Sprachkenntnissen.

Fachrichtung: möglichst Elektrotechnik, eventuell auch Eisenhüttenwesen.

Einem qualifizierten Bewerber wird eine interessante, vielseitige und entwicklungsfähige Stellung geboten.

Angebote mit Zeugnisabschriften, Lichtbild und Gehaltsansprüchen erbeten unter „E und M 8473“ an den Springer-Verlag, Wien I, Mölkerbastei 5.

MINERVA

WISSENSCHAFTLICHE BUCHHANDLUNG
GESELLSCHAFT M. B. H.

Verkaufslokal: WIEN I
Schottenbastei 2
Tel. 63 81 58

Expedition:
Mölkerbastei 5
Tel. 63 96 14 △

Ein neues Verfahren zum Betrieb von Kernkraftwerken mit gasgekühlten Reaktoren¹⁾

Von H. MELAN, Wien

DK 621.039.534.3

Ich hatte bereits früher von dieser Stelle aus über Energiefragen gesprochen und habe wiederholt darauf hingewiesen, daß das Streben nach einem höheren Lebensstandard der rapid anwachsenden Erdbevölkerung im selben Maß auch einen sich ständig steigernden Energiebedarf auslöst, der die klassischen Mittel zur Energieerzeugung zu erschöpfen droht. Die hydraulische Erzeugung wird schon in absehbarer Zeit am Ende ihrer wirtschaftlichen Entwicklung stehen. Die Erzeugung der Energie aus fossilen Brennstoffen wird aus Gründen wirtschaftlicher Natur einer solchen aus atomaren Brennstoffen weichen müssen. Nach den Zeitaltern der kalorischen und hydraulischen Energiegewinnung stehen wir jetzt am Beginn einer dritten Periode, dem atomaren Zeitalter. Es ist verständlich, daß in allen kleinen und großen Kulturländern der Erde auf diesem neuen und wichtigen Zweig der Technik eine Unzahl von Vorschlägen gemacht wird.

Alle diese Vorschläge haben zum Grundgedanken die Abführung der durch den Spaltprozeß der schweren Elemente freiwerdenden Wärme und deren Transformation in elektrische Energie.

Damit ergeben sich zwei Hauptprobleme, nämlich:

1. die Aufgabe, geeignete Mittel und Wege zu finden, die im Reaktor anfallende Kernwärme zu übertragen und aus dem Reaktor herauszuführen, und
2. die Umformung dieser Wärme in elektrische Nutzenergie sicherzustellen.

Wir wissen, daß das Uranisotop U 235 bei vollständigem Zerfall rund $19 \cdot 10^9$ kcal/kg [1] abgibt, daß aber das in der Natur vorkommende Uran nur 7 kg/t U 235 enthält, so daß wir also maximal bei einer Umwandlung von 3 000 kcal/kWh, wie sie im Moment modernen Maschinen und Kesseln entspricht, 40 GWh aus einer Tonne natürlichem Uran gewinnen können. Der Verbrennungsprozeß wird so geführt, daß nur etwa die Hälfte des U 235 verbraucht wird, mithin rund 20 GWh/t erzielt werden. Demgegenüber würde ein Kohlenkraftwerk aus einer Tonne Kohle nur etwa 2 MWh ergeben oder es würde eine 10 000mal größere Menge fossiler Brennstoffe verbrannt werden müssen. Diese Zahlen sollen nur einen rohen Größenvergleich ergeben, die Praxis wird die Unterschiede aber eher noch verstärken.

Wir können den Reaktor als eine Art Brennkammer betrachten, dessen flammenlose Verbrennung keine Verbrennungsluft braucht. Er soll uns hier nicht weiter beschäftigen, seine Vorgänge sollen Berufeneren vorbehalten bleiben. Auch will ich nicht weiter eingehen in die Fragen der Regelung, des biologischen Schutzes usw., sondern mich auf die den Ingenieur interessierenden Aufgaben der Energiegewinnung beschränken;

Aufgaben, die vielleicht schon in absehbarer Zeit für die Kulturländer Bedeutung erlangen können.

1956 wurden rund $1\,700 \cdot 10^9$ kWh elektrische Energie auf der ganzen Welt verbraucht [2], davon sind etwa 70% aus fossilen Brennstoffen in kalorischen Kraftwerken erzeugt worden. Bei einer Erdbevölkerung von $2,7 \cdot 10^9$ ergibt sich ein Durchschnitt von 630 kWh je Erdbewohner; dies ist nur etwa ein Zwölftel des Verbrauches hochentwickelter Länder. Die Phase des Ausgleiches wird somit schon ohne die zu erwartende Bevölkerungszunahme eine Energiesteigerung nach sich ziehen. Die in den kalorischen Kraftwerken verbrannte Kohlenmenge von rund $850 \cdot 10^6$ t mittlerer Steinkohlenqualität würde also rasch eine Höhe erreichen müssen, die aus der Förderung nicht zu erzielen sein wird. Dagegen hätte die Erzeugung aus Kernbrennstoffen nur eine Menge von rund 70 000 t/a notwendig, Natururan

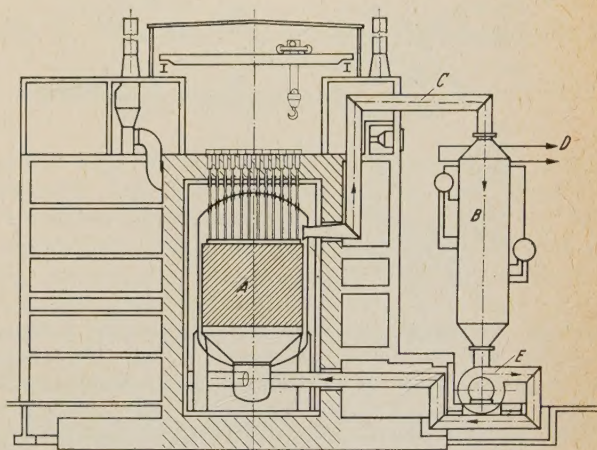


Abb. 1. Kernkraftwerk Typ „Calderhall“ [8]

A Reaktor, B Dampferzeuger, C Kühlgasleitung, D Dampfleitung, E Umwälzgebläse

mit 99,3% U 238 und 0,7% U 235 vorausgesetzt. Die Zukunft der geschilderten Entwicklung wird aber auch das Kernmaterial als Brennstoff mit preisbestimmender Wirkung bezeichnen und der jetzt zu Worte kommende Ingenieur muß seine Aufgabe der Umsetzung der Kernenergie in elektrische Energie vom Standpunkt der wirtschaftlichsten Umformung aus durchführen.

Solche die Wirtschaftlichkeit fördernden Momente sind einerseits die Schaffung günstiger Verhältnisse in der Abführung der Reaktorwärme, andererseits sollen die bekannten Forderungen erfüllt werden, die im klassischen Kraftwerksbau den thermischen Wirkungsgrad einer Anlage verbessern.

Es wird also sich einerseits darum handeln, die Wärmeübertragung im Reaktor durch hohe Durchfluggeschwindigkeiten und höhere Drücke des Wärmeträgers möglichst günstig zu gestalten.

¹⁾ Vortrag, gehalten im Österreichischen Ingenieur- und Architekten-Verein, Landesverein Linz, am 15. Januar 1960.

Auf der anderen Seite wird hohe Anfangstemperatur des die Turbine treibenden Mittels von Vorteil sein und auch die Rückführung des Treibmittels in den Kreislauf, z. B. bei Dampfanlagen die Speisewassertemperatur, sollte möglichst hoch sein.

Bei den heute in Bau und Betrieb befindlichen gasgekühlten Reaktoren wird der Wärmeträger CO_2 , N_2 oder He durch Gebläse umgepumpt (Abb. 1). Da die Leistung der Verdichter Verlustleistungen sind, muß die Druckdifferenz Kompressorendruck—Ansaugedruck möglichst klein gehalten werden; damit ist aber die im Reaktor einzubauende Heizfläche ungünstig beeinflusst. Wie Abb. 2 zeigt, wird durch Erhöhung des Verdichter-

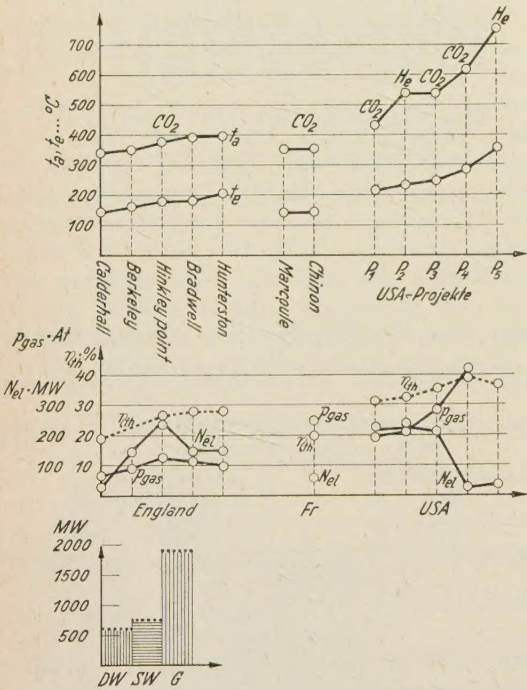


Abb. 2. Auslegungsdaten einiger Atomkraftwerke: Kühlgas-eintritts- und -austrittstemperaturen (t_e , t_a), Thermischer Wirkungsgrad (η_{th}), Blockleistungen (N_{el}), Kühlgasdrücke (p_{gas}), Leistungen von im Betrieb und Bau befindlichen Atomkraftwerken mit flüssigkeits- und gasgekühlten Reaktoren

Welterzeugung
Im Betrieb . 13 AKW mit 200 MW } 1960
Im Bau . . . 17 AKW mit 3300 MW }
DW = Druckwassergekühlt
SW = Siedwassergekühlt
G = Gasgekühlt

druckes in England und insbesondere in den USA versucht, höhere Übertragungseffekte zu erzielen. Es kann auch entnommen werden, daß die Tendenz steter Temperatursteigerung des Kühlgas zu besseren Wirkungsgraden führt. Es müssen daher alle Forschungen, höhere Temperaturen bei hohen Drücken zuzulassen, gefördert werden. Nur diese haben in der Zukunft Aussicht, das Atomkraftwerk im Effekt auf die Höhe zu bringen, die beim hochgezüchteten Kraftwerk konventioneller Bauart mit fossilen Baustoffen heute schon erreicht wird. Die Grenze liegt hier, Großkraftwerke betrachtet, bei etwa 44% einschließlich aller Hilfsleistungen.

Wir sind beim Atomkraftwerk der bekanntgewordenen Ausführungen noch weit hinter diesem Grenzwert zurück. Die heutige Situation ist die folgende:

Wir kennen Ausführungen mit Flüssigkeitskühlung der Reaktoren zur Ausbringung der Reaktorwärme und solche mit gasgekühlten Reaktoren (Abb. 3). Bei beiden

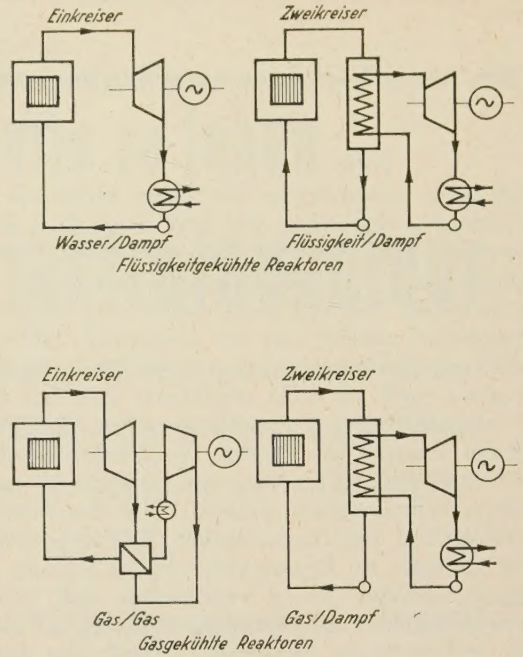


Abb. 3. Schematische Darstellung flüssigkeits- und gasgekühlter Atomkraftwerke

Kühlsystemen können direkte oder indirekte Arbeitsverfahren verwendet werden.

Heute sind etwa 13 gasgekühlte Leistungsreaktoren mit rund 1 TWh bei einer installierten Leistung von etwa insgesamt 200 MW in Betrieb. Im Jahre 1970 soll diese Leistung auf 15 GW anwachsen, 17 Kraftwerke sind z. Z. mit 3300 MW im Bau. Davon sind 1360 MW flüssigkeitsgekühlt und 1925 MW gasgekühlt. Die flüssigkeitsgekühlten Reaktoren arbeiten teils als Siedewasser-Reaktoren (etwa 760 MW) und teils als Druckwasser-Reaktoren (etwa 600 MW) [3].

Von besonderer Bedeutung ist die Steigerung der im Reaktor verwendeten Drücke, der Eintritts- und Austrittstemperaturen der Kühlgase. Die Tendenz ist aus Abb. 2 zu entnehmen, die die Verhältnisse der bekanntgewordenen gasgekühlten Reaktor-Kraftwerke darstellt [4].

Während die wassergekühlten Reaktoren eine Begrenzung der Austrittstemperatur des Kühlmittels mit der kritischen Temperatur des Wassers (377°C) haben, können gasgekühlte Reaktoren theoretisch auf beliebige Austrittstemperaturen gebracht werden. Eine Grenze setzt zur Zeit das sogenannte Can-Material, aus dem die den Brennstoff umhüllende Schutzfläche oder die Kühlfläche des homogenen Reaktors besteht, für dessen Auswahl außer den Temperaturfragen als wichtige Forderung noch die Erfüllung kernphysikalischer Bedingungen hinzukommt.

Wir erkennen ferner, daß heute auch Länder, die vorzugsweise den flüssigkeitsgekühlten Reaktor vorgesehen haben (USA, Frankreich), nunmehr ihre Entwicklungsarbeiten auf das Gebiet des gasgekühlten Reaktors erweitern, nachdem England in zielbewußter

Förderung das Hauptgewicht seiner Forschung auf die Gaskühlung gelegt hat.

Zur Energieumsetzung wird in der Regel der sogenannte 2-Kreisprozeß verwendet, der die vom Kühlgas aufgenommene atomare Wärme in einem feuerlosen Wärmeaustauscher an Wasser abgibt und Dampf für einen Turbinenkreislauf erzeugt. Damit ist auch die Eignung zu großen Leistungseinheiten gegeben. Mit zunehmender Temperatur des Kühlgases wird die Frage der Feuchtigkeit in den letzten Dampfturbinenstufen leichter zu beherrschen sein, und der thermische Effekt der Anlage kann durch die bekannten Mittel der klassischen Bauweise im Dampfkraftwerksbau gehoben werden.

Hohe Gasdrücke und hohe Temperaturen legen aber auch den Gedanken nahe, unter Ausschaltung des im 2. Kreislauf benützten Wasser-Dampfverfahrens eine direkte Umsetzung der Gaswärme in eine Gasturbine vorzusehen (Abb. 3), die im geschlossenen Kreisprozeß nach den Vorschlägen ACKERET-KELLER arbeitet [5]. Dieses Einkreisverfahren hat den Vorteil einfacherer Anordnungen, da die ganze Speisewasser-Aufbereitung fortfällt, durch Ausnützung der Abgaswärme der Gasturbine wird auch der Wirkungsgrad der Anlage gesteigert werden können. Aber wenn auch das für die Gasturbine günstigste Druckverhältnis von Ansaugedruck zu Enddruck gleichbleibt, und nur von der Art des Kühlgases abhängt, so ist doch bei höheren Drücken eine Leistungsbegrenzung gegeben, die u. U. gegenüber der Dampfanlage des 2-Kreislers von Nachteil sein kann.

Wir haben daher Studien in der Richtung angestellt, die sonst sehr elegante Lösung des geschlossenen Kreislaufes so zu ergänzen, daß diese Leistungsbegrenzung abgeschwächt wird. Dies gelingt dadurch, daß ein Dampfkreislauf so angeschlossen wird, daß die heißen Turbinenabgase (ähnlich wie bei dem Paukerprozeß des klassischen Dampfkraftwerksbaues), wie das Kühlgas im vorerwähnten 2-Kreisler, Dampf erzeugen (Abb. 4) [6]

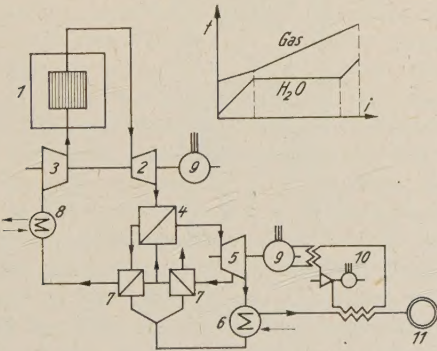


Abb. 4. Schaltschema eines Atom-Heizkraftwerkes mit Gas-Dampf-Aggregaten [6]
1 Reaktor, 2 Gasturbine, 3 Kompressor, 4 Dampfkessel, 5 Dampfturbine, 6 Kondensator, 7 Vorwärmer, 8 Vorkühler, 9 Generator, 10 Wärmepumpenkreis, 11 Wärmeverbraucher

(Österr. P. 193665 und 201363). Die Schaltung kann nun, wie die gemeinsam mit ESCHER WYSS durchgeführten Untersuchungen zeigen, noch weiter vereinfacht werden, wenn der Leistungsanteil der vorgeschalteten Gasturbine lediglich zur Aufbringung der Verdichtungsarbeit des Kühlgases verwendet wird, wenn also die Außenleistung des Gasturbinensatzes gleich Null gesetzt wird [7] (Abb. 5).

Die Gasturbine fährt im geschlossenen Kreislauf als sogenanntes Selbstfahraggregate. Sie dient nur zur Aufbringung der Umlaufleistung des Kühlgases, das entweder CO₂, N₂ oder He sein kann.

Dabei ist es nicht notwendig, auf extrem hohe Gastemperaturen zu gehen, denn das Turbinengefälle, das

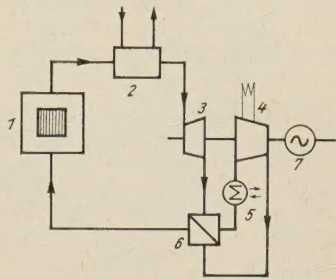


Abb. 5. Neues Verfahren. Selbstfahraggregate. Schaltschema und IS-Diagramm
1 Atomreaktor, 2 Dampferzeuger, 3 Gasturbine, 4 Kompressor, 5 Vorkühler, 6 Wärmeaustauscher, 7 Anwurfmotor

gleich dem Verdichtergefälle ist, entspricht einem kleineren Druckunterschied infolge der Divergenz der Drucklinien als der Kompressor zu bewältigen hat. Die verbleibende Druckdifferenz dient zur Überwindung der Drosselverluste in den Apparaten und Leitungen, die nach wirtschaftlichen Gesichtspunkten eine zweckmäßige Abmessung der Austauschflächen gestatten (Abb. 6).

Aus der Theorie der Gasturbine ergibt sich bei gegebener Eintrittstemperatur in die Turbine ein günstigstes Druckverhältnis für Turbine und Kompressor, wie dies Abb. 7 zeigt. Bedeutet

- | | |
|----------------------------------|---|
| p_1, T_1 | Druck und Temperatur am Ansaugestutzen des Kompressors, |
| p_2, T_2 | Druck und Temperatur am Kompressoraustritt, |
| p_3, T_3 | Druck und Temperatur vor Turbine, |
| p_4, T_4 | Druck und Temperatur am Turbinenaustritt, |
| $p_1/p_2 = \delta_k$ | das Druckverhältnis des Kompressors = e^{-x_k} , |
| $p_4/p_3 = \delta_t$ | das Druckverhältnis der Turbine = e^{-x_t} , |
| $\Theta = T_3/T_1 \eta_t \eta_k$ | die Turbinenkennziffer mit den Wirkungsgraden der Turbine η_t und des Kompressors η_k , |

so wird das Druckverhältnis der Turbine definiert durch die Gleichung angenähert (reziproker Wert)

$$e^{x_t} = \frac{\Theta}{1 + \Theta - e^{x_k}}.$$

Die Grenzen des Selbstfahrens liegen bei $e^{x_k} = e^{x_t} = 1$ und Θ . Die günstigsten Verhältnisse werden

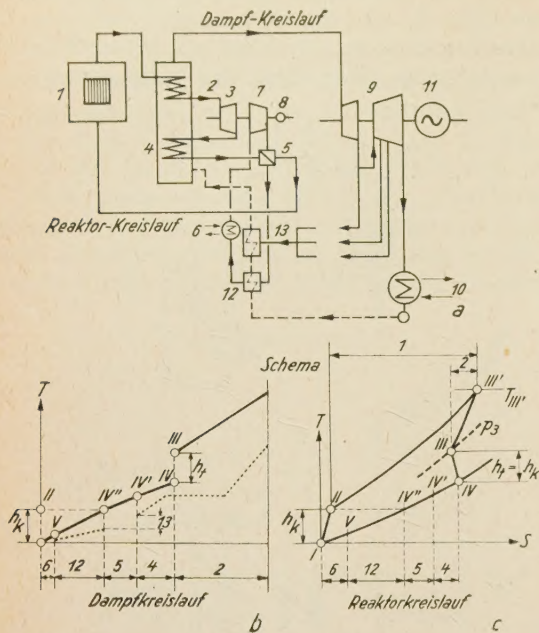


Abb. 6. Neuzeitliches Kernkraftwerk mit Selbstfahraggregate und Dampfkraftanlage

1 Atomreaktor, 2 Dampfkessel, 3 Gasturbine, 4 Dampfkessel (Verdampferteil), 5 Wärmeaustauscher, 6 Vorkühler, 7 Kompressor, 8 Anwurfmotor, 9 Dampfturbine, 10 Kondensator, 11 Generator, 12 Abgasvorwärmer, 13 Speisewasservorwärmer

bei konstant angenommener Turbinenkennziffer Θ bestimmt durch die Differentialgleichung

$$\frac{\partial e^{x_t}}{\partial e^{x_k}} = 1,$$

was die Beziehung ergibt:

$$e^{x_k} = 1 + \Theta + \sqrt{\Theta}$$

und

$$e^{x_t} = \sqrt{\Theta}.$$

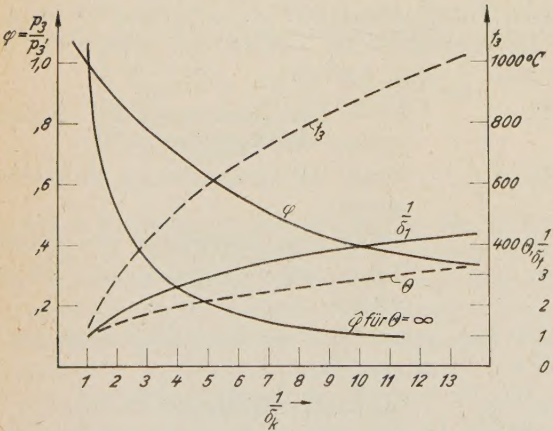


Abb. 7. Darstellung der zulässigen Druckverminderungen in Abhängigkeit des Kompressionsdruckverhältnisses

Der Gesamtdruckverlust kann auf Reaktor und Dampfkessel entsprechend den wirtschaftlichsten Flächen aufgeteilt werden, wie dies W. SPILLMANN und R. TONONI, Zürich, [7], gezeigt haben.

In der Abb. 7 ist über dem Druckverhältnis $1/\delta_k = p_2/p_1$ die Drosselzahl $p_3/p'_3 = \varphi$ aufgetragen, die angibt, um wieviel der Turbineneintrittsdruck p_3 unter den Verdichterenddruck $p_2 = p'_3$ gesenkt werden kann, wenn die Kennziffer und damit die Turbinen-Eintrittstempera-

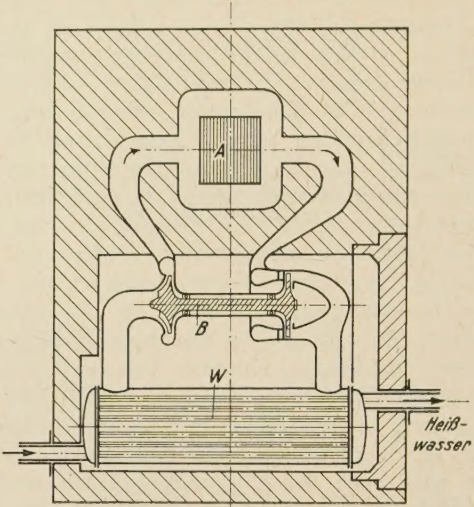


Abb. 8. Heizaggregat aus Kernwärme (nach Brit. Pat. 799 212, United Kingdom Atomic Energy Authority)

A Atomreaktor, B Selbstfahraggregate, W Wärmeaustauscher zur Erzeugung von Heißwasser

tur als gegeben angenommen werden. Es folgt aus der Darstellung, daß der für die Überbrückung der Widerstände in den Kesselheizflächen, die nunmehr nach dem Reaktor angebracht werden, notwendige Druckabfall um so größer (oder φ um so kleiner) angesetzt werden

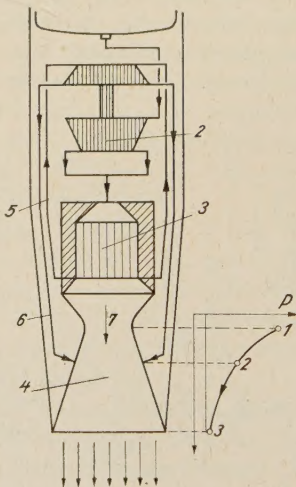


Abb. 9. Weltraumraketen-Antrieb mittels Atomreaktor und Selbstfahraggregate [3]

(entnommen aus Engineering, 5. September 1959, S. 304)

1 Wasserstoffbehälter, 2 Selbstfahraggregate, 3 Atomreaktor, 4 Schubdüse, 5 Teilstrom, 6 Abgas, 7 Hauptstrom

kann, je höher die Eintrittstemperatur der Turbine T_3 (oder die Kennziffer Θ) gewählt wird.

Das oben beschriebene System, bestehend aus Selbstfahr-Aggregate und Reaktor, kann nun in einfacher Weise zur kleinen Heizkraftwerksanlage benutzt werden, wie dies Abb. 8 zeigt. Hier wird wieder das Kühlgas im geschlossenen Kreislauf ohne Nutzenergieerzeugung um-

gepumpt, wobei die dazu notwendige kinetische Energie aus der Reaktorwärme entnommen wird. Die Heizung erfolgt in bekannter Weise z. B. mittels Druckwasser, das durch die Turbinenabgase erwärmt wird. (Nach Brit. Pat. 799 212 [U. K. A. E. A.])

Auch der Antrieb interplanetarer Raketen kann sich derartiger Mechanismen bedienen (Abb. 9). Ein leichtes Trägermittel, z. B. Wasserstoff, wird im Kompressor verdichtet und ein Teilstrom nach Erhitzung in einem für extrem hohe Temperaturen ausgelegten Reaktor in einer den Kompressor antreibenden Turbine auf einen Gegendruck entspannt und an entsprechender Stelle der Schubdüse, die den Hauptstrom des erhitzten Trägermittels aufnimmt, wieder eingeleitet. Hier ist insofern ein Unterschied gegenüber dem vorhin erwähnten Selbstfahrgerät gegeben, als die Nutzleistung des Aggregates zur Kompression des um die Turbinengasmenge verminderten Hauptstromes benützt wird [3].

Zusammenfassung

Nach einer Einleitung über den heutigen Stand der atomaren Kraftwerkstechnik wird die Entwicklungsmöglichkeit des gasgekühlten Atomkraftwerkes geschildert, wobei sich die Ausführungen auf den die Atomwärme umsetzenden Kraftwerksteil beschränken. Es wird ein neues Verfahren erläutert, das Leistungs- und Wirkungsgradsteigerung durch Nachschalten eines Dampfkreislaufes an einem geschlossen arbeitenden Akeret-Kellerprozeß zeigt. Durch Umwandlung des letzteren in einen

Selbstfahrbetrieb, der die Umpumparbeit des Kühlgases übernimmt, wird das Verfahren weiter verbessert. Beispiele zeigen die Anwendung des neuen Verfahrens.

Schrifttum

- [1] H. HESSEL: Der Uranbedarf für eine sich stetig entwickelnde Kernenergie-Wirtschaft. Kernenergie, 2. Jg. (1959), S. 525.
- [2] Bureau of Power (F. P. C.): World Power Data 1956. Combustion, (1957), Oct., S. 44.
- [3] J. EDWARDS, B Sc., A. C. C. I., Wh. Sch., A. M. I. Mech. E.: Nuclear Propulsion. Engng., 5. 9. 1958, S. 304.
- [4] A. THIEL: Der heutige Stand der Entwicklung von gasgekühlten Reaktoren. Atomkernenergie, 6. Jg. (1959), S. 241.
- H. TH. HARTNACKE: Gasgekühlte Reaktoren englischer Bauart. Mitt. Haus d. Technik, Essen (1957), Sept.
- [5] C. KELLER und W. WINKLER: Entwicklungsrichtungen für Atomkraftanlagen mit höheren Betriebstemperaturen. Escher Wyss Mitt., 2. Jg. (1956).
- [6] C. KELLER: Possibilité de la Turbine à Gaz à Circuit fermé dans les Centrales nucléaires. Tijdschrift, Vol. 4 (1958), Nr. 3.
- H. MELAN: Neuere Probleme der Energie-Erzeugung in der Industrie. Österr. Ing. Z., 103. Jg. (1958), H. 10, S. 381.
- [7] W. SPILLMANN und R. TOGNONI: Kreislaufanordnungen für den gasgekühlten Hochtemperatur-Reaktor. Atomkernenergie, 5. Jg. (1959), S. 190.
- [8] M. LEDINEGG, J. MAIERHOFER und H. SOCKEL: Leistungsreaktoren. E und M, 75. Jg. (1958), H. 1, S. 7.
- [9] O. VAS: Das Atomkraftwerk in der Elektrizitätswirtschaft. E und M, 74. Jg. (1957), H. 20, S. 453.

Über die Beanspruchung und Bemessung von Blitzschutzanlagen

Von D. MÜLLER-HILLEBRAND, Uppsala, Schweden

DK 621.316.98 : 699.814

1) Häufigkeit der Blitzströme

Gibt es einen landschaftlich bedingten Blitzschutz für ländliche Gebäude? Ist es berechtigt, in verschiedenen Ländern verschiedenartige Vorschriften und Empfehlungen für den Schutz von Gebäuden gegen Blitzentladungen zu haben? Die Frage mutet merkwürdig an, um so mehr, wenn man bedenkt, daß die Häufigkeitsverteilung von Blitzströmen in verschiedenen Gegenden der Erde nicht wesentlich voneinander abzuweichen scheint. So z. B. stellten wir durch Messung des Blitzstromes an 50 ... 100 m hohen Fabriksschornsteinen in Schweden eine Häufigkeitsverteilung fest, die sich nahezu mit den AIEE-Standard-Werten deckt (Abb. 1). Die Messungen in Schweden (Kurve A) wurden in der Zeit von 1943 bis 1959 an über 30 Schornsteinen durchgeführt, von denen 18 nördlich des 60. Breitengrades am Bottnischen Meerbusen in Gegenden mit 5 bis 8 Gewittertagen je Jahr liegen; 12mal wurden Blitzströme über 5 kA hier gemessen. Die übrigen Schornsteine liegen im südlichen Schweden bis zum 56. Breitengrad mit durchschnittlich 10 bis 15 Gewittertagen je Jahr. Insgesamt wurde bei 28 Blitzen über 5 kA Strom ein Medianwert von 19,5 kA ermittelt. 25% der Blitze hatten eine Stromstärke von mehr als 30 kA (oberes Quartil) und 5% mehr als 60 kA. Die AIEE-Werte (Kurve B) weichen hiervon nicht wesentlich ab, wenn man von 5 kA ausgeht und diesen Wert als 100% gelten läßt. Sie sind gewonnen in Gegenden mit 40 und mehr Gewittertagen je Jahr. Eine solche Häufigkeitsverteilung gibt nicht die

Häufigkeit der nach Erde schlagenden Blitze wider, sondern sie vermittelt ein Bild über die Häufigkeit der nach Türmen, Schornsteinen oder Masten bestimmter

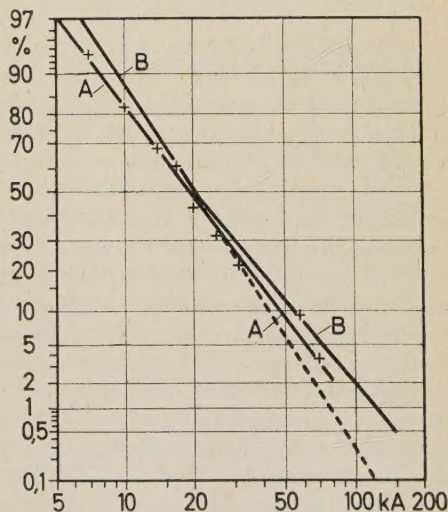


Abb. 1. Häufigkeitsverteilung von Blitzströmen
A Messungen an 50 ... 100 m hohen Fabriks-Schornsteinen
B AIEE-Werte

Höhe schlagenden Blitze. Dadurch werden mehr Blitze hoher Stromstärke angegeben, als ihrer Häufigkeit je Flächeneinheit, also z. B. ihrer Anzahl je km² und Jahr,

entspricht. Dies ist dadurch bedingt, daß der „Anziehungsabstand“ zwischen dem über die Erdebene ragenden Gegenstand, also z. B. einem Schornstein, und diesem sich nähernden Blitzkopf („leader“) für große Raumladungen und dem hohen sich hieraus entwickelnden Blitzstrom größer ist als für kleine Raumladungen und dem hierdurch bedingten kleinen Blitzstrom. Dieser von R. H. GOLDE [1] entwickelte Gedankengang liegt der Abb. 2 zugrunde, die die Anziehungsabstände

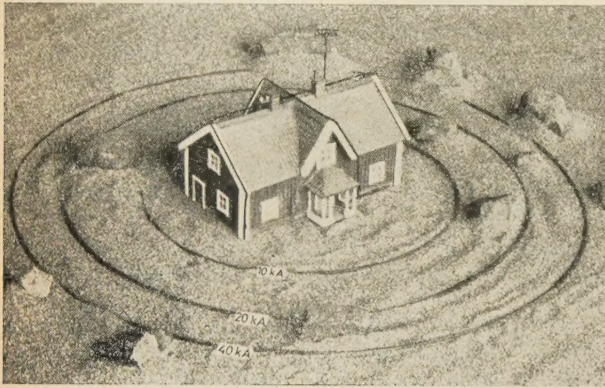


Abb. 2. Einschlaggebiete in ein 8 m hohes Haus mit 5 m hohem Fernsehmast

für ein Haus in leicht hügeligem Gelände angibt. Der Anziehungsabstand für einen Blitz mit 40 kA Stromstärke ist größer als für einen 10-kA-Blitz. Aus diesem Grunde sind in Abb. 1 die Häufigkeitswerte für Blitze über etwa 30 kA etwas reduziert, wenn wir diese Werte für ländliche Gebäude von etwa 15 m Höhe anwenden wollen. Aus Abb. 1 folgt, daß 95% der Blitze eine Stromstärke kleiner als 50 kA ... 70 kA und 99,5% kleiner als 90 kA ... 150 kA haben, wobei der kleinere Wert für niedrigere Gebäude und der größere für höhere Masten und Türme gelten möge.

Gilt es, den Schaden bei einem Einschlag in Gebäude abzuwehren, so ist die Blitzstromstärke zur Beurteilung der Schutzmaßnahmen nur eines von vielen Bestimmungsstücken. Es gilt hier ein Abwägen von Umständen physikalischer, technischer und wirtschaftlicher Art. Hierdurch ergibt sich die große Mannigfaltigkeit der Fragen praktischen Blitzschutzes.

Wir stellen zunächst, um das Problem zu vereinfachen, folgende Erfahrung in den Vordergrund: Der gewöhnliche, in der Praxis angewandte Gebäudeblitzschutz gewährt einen vollkommenen Schutz gegen Gewitterschäden *nicht*. Es ist also nicht so, daß, dank des Blitzschutzes, das Gebäude überhaupt nicht mehr Gewitterschäden ausgesetzt wäre. Wir diskutieren also nicht die umfassenden Maßnahmen, die man ergreifen kann, um z. B. Sprengstoff-Werkstätten und -Lager zu schützen, sondern wir ziehen die Erfahrungen von Versicherungsgesellschaften heran, die auf Grund jahrelanger statistischer Aufzeichnungen bei vielen tausend Objekten aussagen, in welchem wirtschaftlichen Ausmaß Gebäude durch Blitzableiter geschützt werden. Die Zahl liegt zwischen 80 und 90% [2] und birgt in sich alle die menschlichen Mängel, die bei solchen Schutzanlagen gelegentlich auftreten. Wir vereinfachen also das Problem, wenn wir einen Blitzschutz für kleinere Anlagen mit 95% Schutzmöglichkeit untersuchen und damit zu-

lassen, daß in 5% der Fälle Schäden, z. B. auch an der Blitzableiteranlage selbst, auftreten. Natürlich gilt dies durchaus nicht für solche Blitzschutzanlagen, wo die Beseitigung selbst unbedeutender Schäden unverhältnismäßig großen Aufwand erfordert, wenn z. B. besondere Gerüste errichtet werden müssen oder Ähnliches. Man wird solche Anlagen für die sehr starken Kräfte, die bei Strömen über 100 kA auftreten, mit hoher Sicherheit bemessen. Diese Forderung nach mechanischer Sicherheit ist bei Strömen unter 50 kA sehr viel leichter zu erfüllen.

2) Häufigkeit des Stromwärme-Impulses

Spielt also die Frage der mechanischen Stromkräfte bei kleineren Gebäuden eine weniger wichtige Rolle, so ist die Frage der Erwärmung des Leiters durch den Blitzstrom zu untersuchen. Der Stromwärmeimpuls S (Dimension A^2s), dem der Leiter durch den Blitzstrom

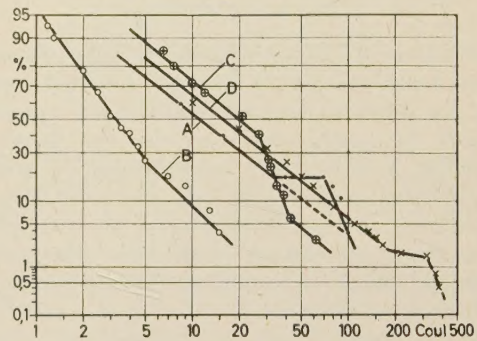


Abb. 3. Ladungen bei Blitzschlägen

ausgesetzt ist, muß aus dem zeitlichen Verlauf des Stromes im Blitzableiter errechnet werden. Das ist ein umständliches Verfahren, das wir auf folgende Weise vereinfachen können. Der Stromwärmeimpuls gibt die Summe aus den Produkten von zwei miteinander ver-

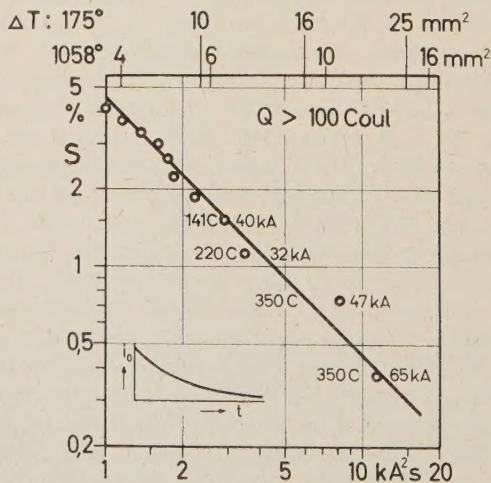


Abb. 4. Obere Grenzwerte des Stromwärmeimpulses berechnet aus experimentellen Werten

ketteten Größen wieder: Stromstärke I mal Ladungszuschuß dQ , und wir können uns die Summe ersatzten denken aus dem Produkt eines fiktiven mittleren Blitzstromes und der Ladung. Abb. 3 gibt eine Übersicht

über gemessene Werte wieder: Kurve A, gewonnen aus 28 Messungen von Blitzeinschlägen in Türme (Mc CANN [3]), Kurve B und C Messungen, von REYNOLDS und NEILL [4], berechnet aus Feldänderungen bei Blitzen gegen Erde (B) und zwischen den Wolken (C) und Kurve D, die umfangreichen Messungen von BERGER [5] auf dem Monte San Salvatore bei Lugano, die unter den besonderen Verhältnissen eines hochgelegenen Berglaboratoriums gewonnen wurden. Sie sind dank ihrer Reichhaltigkeit geeignet, zur Bestimmung des Stromwärmepulses bei Ladungen über 100 C herangezogen zu werden. Die Werte des Stromwärmepulses der Abb. 4 sind unter der Annahme eines exponentiellen Stromverlaufes errechnet und sind als obere Grenzwerte aufzufassen. Die Wahrscheinlichkeit S, daß ein Stromwärmepuls von 4,5 kA²s erreicht wird, ist demnach 1%, entsprechend einem Strom von 32 kA und einer Ladung von 280 C. 5% Wahrscheinlichkeit entspricht einem Stromwärmepuls von etwa 0,9 kA²s.

In Wirklichkeit sind die in Abb. 4 angegebenen Werte kleiner. Es fehlt aber zur Zeit noch an statistischem Material. Folgende Angaben mögen jedoch zur Ergänzung herangezogen werden: Bei Blitzeinschlag in Telefonleitungen von 2 × 0,5-mm²-Kupferdraht (0,392 mm², 5,4 · 10⁻³ kA²s Stromwärmepuls zum Zerstören) kann man öfters beobachten, daß der Draht auf seiner ganzen Länge — 50 m und mehr — verdampft. Bei Einschlag in eine Hausinstallation stellt man gelegentlich die Zerstörung von 2 × 1,0-mm²-Kupferdraht (0,141 kA²s) fest, sehr selten jedoch von 2 × 4,0-mm²-Drähten (2,26 kA²s), selbst nicht bei sehr heftigen Blitzeinschlägen in ungeschützte Häuser.

Praktische, wenn auch sehr spärliche Ergebnisse liegen von der 287-kV-Übertragung Boulder vor [6]: Das Kraftwerk Hoover-Dam und zwei Schaltstationen der Kraftübertragung nach Los Angeles wurden durch Blitzableitertürme (h = 50 m) geschützt, welche die über die Station gespannten Erdseile tragen. Diese Ableitertürme und eine kleinere Zahl Freileitungsmaste im Gebiet starker Gewittertätigkeit (30 Gewittertage/Jahr) wurden mit Blitzableitern und in Reihe geschalteten sechs Kupferdrähten von 0,81/1,02/1,29/1,63/1,83/2,05 mm Durchmesser versehen, insgesamt 80 Stück. Die Erfahrungen, die sich über 20 Jahre erstrecken, zeigen, daß bei direktem Blitzeinschlag meist 1...3 Drähte zerstört werden (0,019...0,12 kA²s), gelegentlich sogar keiner. In einem Fall wurden 43 kA mittels Magnetstäben gemessen, drei Drähte waren zerstört (0,12 kA²s), in einem anderen Fall wurden 36 kA gemessen, ohne daß ein Draht zerstört wurde.

Durch einen Stromimpuls wird ein Draht erwärmt. Der spezifische Impuls S, der eine Erwärmung um den Betrag ΔT zur Folge hat, ist

$$S = \frac{9,6 \cdot c \cdot \gamma}{\rho \cdot \alpha} \cdot 10^{-4} \cdot \log(1 + \alpha \Delta T) \left(\frac{\text{A}^2\text{s}}{\text{mm}^2} \right)$$

mit c = mittlere spezifische Wärme im Temperaturgebiet ΔT $\left(\frac{\text{Ws}}{\text{g}^\circ\text{C}} \right)$,

$$\gamma = \text{spezifisches Gewicht} \left(\frac{\text{g}}{\text{cm}^3} \right),$$

ρ = spezifischer Widerstand bei der Anfangstemperatur (Ω cm),

α = Temperaturkoeffizient.

Diese Beziehung gilt für Temperaturen bis etwa 500° C. Bei höheren Temperaturen machen sich Stromkräfte bemerkbar, so daß der Stromimpuls, der zum Schmelzen eines Drahtes erforderlich ist, kleiner als der berechnete ist. Bei Kupferdrähten spielt der Skineneffekt eine untergeordnete Rolle, bei Eisendrähten jedoch hat er zur Folge, daß der wirksame spezifische Widerstand ρ vom Durchmesser und vom Stromverlauf abhängig ist. In Abb. 4 sind einige Werte des Leiterquerschnittes (Kupfer) angegeben, die für eine Erwärmung um 175° C (berechnet) und um 1 058° C, d. h. bis zum Schmelzpunkt, gelten (den letztgenannten Werten wurden Experimente von FORZIK [7] zugrunde gelegt). So z. B. ist zur Zerstörung eines 4-mm²-Kupferdrahtes ein Stromwärmepuls von 1,13 kA²s und eines 10-mm²-Kupferdrahtes von 7,05 kA²s erforderlich. Abb. 5 gibt

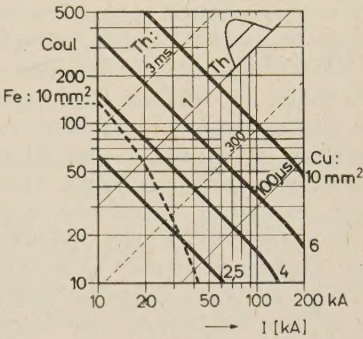


Abb. 5. Grenzwerte von Strom und Ladung zum Schmelzen von Kupferleitern verschiedenen Querschnittes bei Stromimpulsen (Vergleich Eisenleiter 10 mm²)

eine Übersicht über den Zusammenhang von Stromstärke und Ladung bei angenommen sinusförmigem Verlauf des Stromimpulses und zeigt die Grenzwerte der Zerstörung von 2,5-, 4-, 6- und 10-mm²-Kupferdrähten und 10-mm²-Eisenleiter (3,56 mm ϕ), bei dem der Skineneffekt stark hervortritt. Die Werte der Halbwertsdauer ergänzen die Angaben.

3) Der Leitungsquerschnitt von Blitzschutzanlagen

Es gibt gewisse althergebrachte Bemessungsregeln, die, tausendfach bewährt, sich von Generation zu Generation fortpflanzen. Als der Blitz im Jahre 1760 in einen Blitzableiter in Philadelphia einschlug, wurde die Erfahrung der ganzen Fachwelt zu Teil [8]: Der Leiter war eine Eisenstange von 1/2 Zoll Durchmesser, 3 m oberhalb eines Schornsteines, und dort mit einem 25 cm langen Messingdraht von 1/4 Zoll versehen. Der Eisenleiter war unversehrt, der Messingdraht aber teilweise geschmolzen. Daß Skineneffekt und Übergangswiderstand hier eine wesentliche Rolle spielten, wußte man natürlich nicht. Es bürgerte sich sehr schnell ein, daß Eisenleiter einen Durchmesser von mindestens 1/3 Zoll (GUDEN, 1774 [9]) haben sollten. In Frankreich wurde im Jahre 1867 ein Leiterquerschnitt von 225 mm² für Eisen vorgeschrieben, entsprechend einem Vierkantleiter von 15 mm Seitenlänge. Als ein schwedischer Physiker, E. EDLUND, im Jahre 1879 das Wissen der damaligen Zeit zusammenfaßte, stellte er für Eisen ein Metergewicht von 1,167 kg (etwa 150 mm²) und für Kupfer von 0,43 kg (etwa 50 mm²) fest. Der Elektrotechnische Verein in Berlin empfahl 1913 in seinen Leitsätzen über

den Schutz der Gebäude gegen den Blitz 100 mm² für Eisen und 50 mm² für Kupfer für unverzweigte Leitungen und die Hälfte für verzweigte Leitungen. Die heute in verschiedenen Ländern geltenden Bestimmungen weichen nicht wesentlich hiervon ab.

Es ist der unbestreitbare Verdienst von SZPOR [10], einen wesentlichen Schritt getan zu haben, um den Gebäudeblitzableiter kleinen und kleinsten bauerlichen Siedlungen wirtschaftlich zu ermöglichen, indem er einen Großversuch mit 10-mm²-Stahldraht durchführte. Damit ist das starre Festhalten an einer Bemessung gebrochen worden, die für größere Gebäude ihre Berechtigung hat, die aber eine Massenanzahl auf dem Lande ausschließt. Unserer Ansicht nach ist die Bemessung mit 10-mm²-Stahl zu knapp (Abb. 5), um allgemein empfohlen werden zu können. Ein 10-mm²-Kupferdraht wird jedoch nur in den seltensten Fällen zerstört werden und kann mit gutem Erfolg für ländliche Eigenheime verwendet werden. Die schwedischen Normen für Blitzableiter [11] haben dem Rechnung getragen und haben für kleinere Wohngebäude und kleinere Wirtschaftsgebäude 10-mm²-Kupferleitung zugelassen, empfehlen jedoch, da, wo der Nulleiter direkt mit dem Blitzableiter verbunden wird, 16 mm² Querschnitt, da die staatlichen Sicherheitsvorschriften für Starkstromerder mindestens 16 mm², für Schwachstromerder dagegen mindestens 10 mm² Querschnitt verlangen. Für die Frage der wirtschaftlichen Bemessung von Blitzableitern ist der Querschnitt der Leitungen von außerordentlicher Bedeutung, für die Frage des Schutzes hingegen spielt die Frage, ob in einem mit Blitzableiter versehenen Gebäude Spannungsdifferenzen zwischen Metallteilen bei einem Blitzeinschlag auftreten, die Hauptrolle.

4) Die Spannung der Blitzschutzanlage beim Einschlag

Die meisten Blitzschäden in Gebäuden mit Blitzableitern treten dadurch auf, daß Überschlüge von oder zur Blitzableiteranlage zu oder von anderen Metall-

Die Kirche war durch eine Blitzableiteranlage geschützt, die sieben Ableitungen hatte und deren Erdwiderstand 2 Ω betrug. Aus den Schmelzspuren an der Auffangspitze, die in 54 m Höhe angebracht war, ließen sich

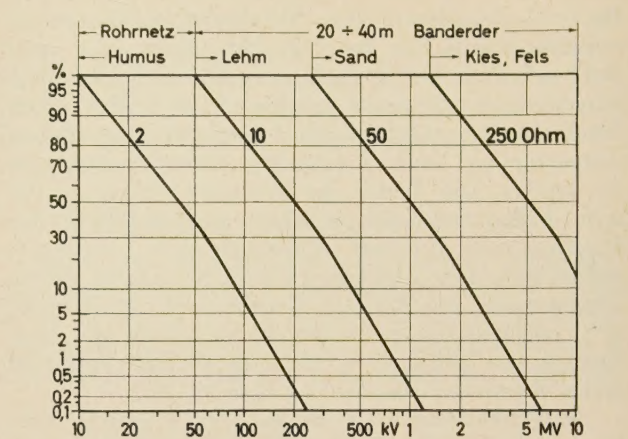


Abb. 7. Häufigkeitsverteilung des Potentials einer Blitzschutzanlage bei verschiedenen Werten des Erdwiderstandes

Stromstärke und Ladung zu etwa 80 kA und 30 C als plausible Werte abschätzen. Der Grund für die Zerstörung lag in einem Überschlag vom Metaldach zu einer Wärme-Isoliermatte, die vor etwa einem Jahrzehnt über das Gewölbe gelegt worden war. In die Matten

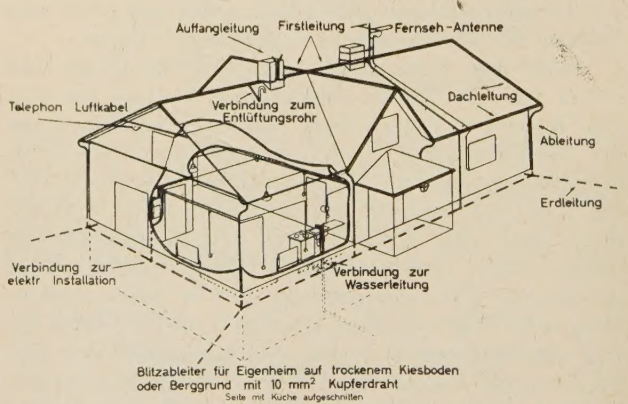


Abb. 8. Metallverbindungen in einem Haus auf felsigem Untergrund

sind — von außen nicht sichtbar — dünne Drähte eingewebt, so daß das ganze Gewölbe von einem leitenden Netz überzogen war, ohne daß dieses Netz mit dem Blitzableiter verbunden war.

Bei der Ausführung von Blitzschutzanlagen bereitet es offenbar praktische Schwierigkeiten, alle Metallteile, die direkt oder indirekt mit der Erde in Verbindung stehen oder über die hinweg ein Überschlag nach Erde möglich ist, miteinander zu verbinden. Eine gewisse Schuld hieran hat der Begriff „ausreichender Abstand“ zwischen der Blitzschutzanlage und anderen Metallteilen, besonders elektrischen Leitungen. Selbst wenn zum Zeitpunkt der Errichtung einer Anlage ein „ausreichender Abstand“ vorhanden ist, so kann er durch einen Draht oder irgendeinen Metallteil leicht überbrückt werden. Legt man die Häufigkeitsverteilung der Blitzströme nach Abb. 1 für die Ermittlung des resistiven Potentials bei Einschlag

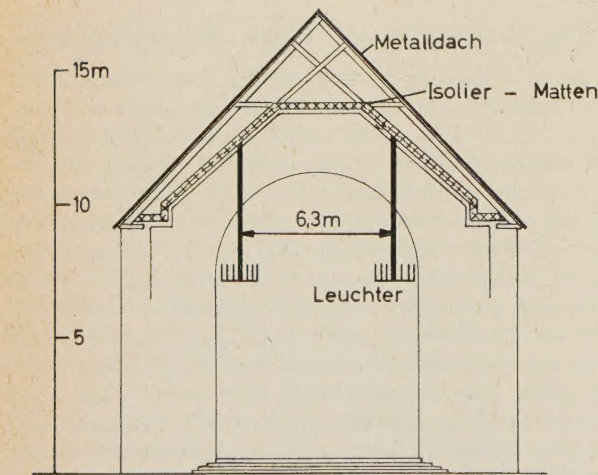


Abb. 6. Schematischer Querschnitt durch die Kirche in Vånga (Schweden)

teilen, z. B. elektrischen Leitungen, erfolgen. Als ein Beispiel zeigt Abb. 6 einen schematischen Querschnitt durch die Kirche in Vånga in Östergötland, Schweden, die am 22. Mai 1959 durch Blitzschlag völlig ausbrannte.

eines Blitzes in Anlagen mit verschieden hohem Erdwiderstand zugrunde, so erhält man (Abb. 7) eine anschauliche Vorstellung, daß in vielen praktischen Fällen Hunderttausende und Millionen Volt in der Anlage auftreten, gegen die es nur einen Schutz gibt: die Verbindung aller Metallteile. Als ein Beispiel solcher Verbindungen für ein Haus, das auf felsigem Untergrund steht, zeigt Abb. 8 eine Blitzschutzanlage aus 10-mm²- und 6-mm²-Kupferdrähten: Die Dachleitungen, vier Ableitungen an den vier Ecken, eine Ringverbindung um das Haus herum in Höhe des Sockels und in Höhe der Zimmer, wobei die Dachrinnen mit einbezogen sind, eine Verbindung vom Mast der Fernsehantenne zur Ringleitung, Verbindungen zur Wasserleitung und Heizungsanlage. Der Schutzleiter oder Nulleiter der elektrischen Leitung ist über eine 3-mm-Funkenstrecke mit der Blitzschutzanlage verbunden und das Telefonkabel, das in der Luft dem Haus von der Seite zugeführt wird, hat durch eine Drahtverbindung einen Abstand von etwa 10 cm von der Blitzschutzanlage. Dies ist keine Schutzmaßnahme für das Telefon, sondern es soll ein nicht vermeidbarer Überschlag vom oder zum Telefonkabel an vorbestimmter Stelle, nicht aber im Inneren des Hauses, z. B. in der Nähe von Gardinen, stattfinden.

Der Vorschlag, ein Haus durch eine derartige Käfiganordnung zu schützen, stammt von I. C. MAXWELL, der im Jahre 1876 eine solche Anordnung, bestehend aus Drähten von 6 mm² Querschnitt, vorschlug [12].

Bei der Ausführung von Blitzableiteranlagen hat man vielfach die „Ableitung“ mit soliden und daher teuren, aber nicht voll wirksamen Anlagen erstrebt. Man kann aber mit weniger soliden und sehr viel billigeren Anlagen einen wirksameren Schutz durch den „Käfig“ mit großer Maschenweite erzielen.

Schrifttum

- [1] GOLDE, R. H.: The frequency of occurrence and the distribution of lightnings flashes to transmission lines. Trans. AIEE, Vol. 64 (1945), S. 902.
- [2] MÜLLER-HILLEBRAND, D.: Blitzschäden in Schweden (schwedisch). Brandskydd, 41. Jg. (1960), Nr. 4, S. 50.
- [3] MAC CANN, G. D.: The measurement of lightning currents in direct strokes. AIEE Trans., 63. Jg. (1934), S. 1157.
- [4] REYNOLDS, S. E. and H. W. NEILL: The distribution and discharge of thunderstorm charge-centers. Journ. Meteor., Vol. 12 (1955), Nr. 1.
- [5] BERGER, K.: Messungen und Resultate der Blitzforschung der Jahre 1947 bis 1954 auf dem Monte San Salvatore. Bull. SEV, 46. Jg. (1955).
- [6] BAKESLEE, T. M. and E. L. KANOUSE: Thirteen years lightning performance of Boulder 287, 5 kV transmission lines. AIEE Trans., Vol. 69 (1950), S. 796. [Siehe auch AIEE Trans., Vol. 58 (1939), S. 140...146, Bild 6].
- [7] FOITZIK, R.: Versuche mit großen Stoßströmen. ETZ, 60. Jg. (1939), S. 92.
- [8] KINNERSLEY, E.: New experiments in electricity. Phil. Trans., Vol. 53 (1763), S. 84.
- [9] GUDEN, Ph. P.: Von der Sicherheit wider die Donnerstrahlen. Göttingen. 1774.
- [10] SZPOR, St.: Paratonnières rureaux de type léder. Rev. Gén. de l'Electricité, 68. Jg. (1959), S. 263.
- [11] Regler för Byggnadsäskledare SEK Handbok. Sveriges Standardiseringskommission, Tegnergatan 11, Stockholm 3.
- [12] MAXWELL, I. C.: On the protection of buildings from lightning. Rep. Brit. Assoc. for the advancement of science. (1876), S. 45.

Belastungsstoß bei Synchronmaschinen

Von W. SCHUISKY, Västerås, Schweden

DK 621.313.32.016.33 : 621.3.014.33

1) Einleitung

Die Vorgänge beim Kurzschluß lassen vermuten, daß bei Laststößen auch Ausgleichsströme entstehen können. Die Verhältnisse bei Laststößen unterscheiden sich von denjenigen beim Kurzschluß dadurch, daß der Ständerkreis eine große Belastungsimpedanz enthält. Dies beeinflusst die Zeitkonstanten wesentlich. Bei der symmetrischen Maschine, d. h. der Maschine mit gleichen Zeitkonstanten im Ständer und Läufer ($\varrho_1 = \varrho_2 = \varrho$), sind die Zeitkonstanten der beiden freien Drehfelder ebenfalls gleich. Die Kreisfrequenzen der freien Drehfelder, vom Ständer aus gesehen, sind

$$\nu'_1 \text{ bzw. } \nu''_1 = \omega_1 \left[\frac{1}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{1}{2}\right)^2 - \left(\frac{\varrho}{\omega_1}\right)(1 - \sigma)} \right]. \quad (1)$$

Bei unendlich kleinen Widerständen ist die eine Kreisfrequenz Null, die andere gleich der synchronen Kreisfrequenz. Unter dem Einfluß der Widerstände nimmt die Frequenz zu und die andere ab. Bei

$$\sqrt{\left(\frac{1}{2}\right)^2 - \left(\frac{\varrho}{\omega_1}\right)(1 - \sigma)} = 0 \quad \text{oder} \quad \varrho = \frac{\omega_1}{2\sqrt{1 - \sigma}} \quad (2)$$

werden beide Kreisfrequenzen einander gleich, und zwar $\omega_1/2$. Vergrößert man die Widerstände noch weiter, so ändern sich die Kreisfrequenzen nicht mehr. Es wird lediglich die Dämpfung erhöht. Die Abhängig-

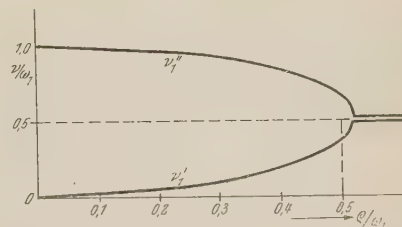


Abb. 1. Die Kreisfrequenzen der freien Drehfelder im Luftspalt der symmetrischen Maschine ($\varrho_1 = \varrho_2 = \varrho$), abhängig vom bezogenen Wert des Wirkwiderstandes. ν'_1 ist die Kreisfrequenz des vom Ständer abhängigen Drehfeldes und ν''_1 die Kreisfrequenz des vom Läufer abhängigen Drehfeldes

keit der Kreisfrequenzen ν'_1 und ν''_1 vom Widerstand bzw. der Dämpfung ist in Abb. 1 wiedergegeben. Die Kreisfrequenzen ν'_2 und ν''_2 sind die Kreisfrequenzen derselben Felder, gesehen von der Läuferseite. Sie

unterscheiden sich um die Kreisfrequenz des Läufers (bzw. synchronen Drehfeldes) von den oben genannten

$$\nu_2 + \omega_1 = \nu_1. \quad (3)$$

Bei Belastung der Maschine ändern sich beide Dämpfungsfaktoren ϱ_1 und ϱ_2 , und zwar ändert sich ϱ_1 in bedeutend größeren Grenzen als ϱ_2 . Bei aktiver Belastung wird der resultierende Widerstand des Ständerkreises sehr groß und der Dämpfungsfaktor ϱ_1 erreicht Werte, die hundertmal größer sind als die von ϱ_2 . Bei reaktiver (induktiver) Belastung wird dagegen ϱ_1 kleiner als ϱ_2 . Um die Kreisfrequenz und die Dämpfung des freien Feldes zu bestimmen, nehmen wir die allgemeine Gleichung für die komplexe Kreisfrequenz [1]

$$\mu_1 = \frac{\omega_1}{2} + j \frac{\varrho_1 + \varrho_2}{2} \pm \sqrt{\left[\frac{\omega_1}{2} + j \frac{\varrho_1 + \varrho_2}{2} \right]^2 + \sigma \varrho_1 \varrho_2 - j \omega_1 \varrho_1} \quad (4)$$

zu Hilfe. Für große Werte des Ständerwiderstandes erhalten wir

$$\mu_1' = \nu_1' + j \varrho_A \approx 0 + j (\varrho_1 + \varrho_2/2), \quad (5a)$$

$$\mu_1'' = \nu_1'' + j \varrho_B \approx \omega_1 + j \varrho_2/2, \quad (5b)$$

$$\mu_2' = \nu_2' + j \varrho_A \approx -\omega_1 + j (\varrho_1 + \varrho_2/2), \quad (5c)$$

$$\mu_2'' = \nu_2'' + j \varrho_B \approx 0 + j \varrho_2/2. \quad (5d)$$

Abb. 2 stellt die Größe der Kreisfrequenzen in Abhängigkeit von dem Dämpfungsfaktor ϱ_1 (Ständerwiderstand) dar. Man erhält ein Gleichfeld und ein synchron

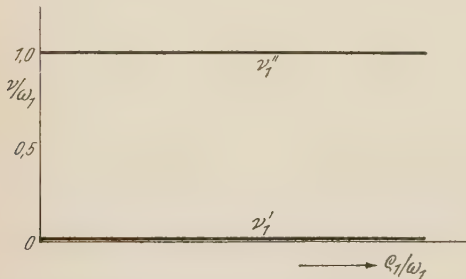


Abb. 2. Kreisfrequenzen wie in Abb. 1, jedoch für die unsymmetrische Maschine, ($\varrho_1 \gg \varrho_2$) abhängig von dem bezogenen Wert des Ständerwiderstandes

rotierendes Drehfeld. Das Gleichfeld erlischt außerordentlich schnell, weil die Konstante ϱ_1 groß ist. Das synchron rotierende Drehfeld erlischt bedeutend langsamer, sogar langsamer als beim Kurzschluß. Für den Fall $\varrho_1 < \varrho_2$ ergibt sich

$$\mu_1' \approx 0 + j \varrho_1, \quad \mu_2' \approx -\omega_1 + j \varrho_1, \quad (6a, b)$$

$$\mu_1'' \approx \omega_1 + j \varrho_2, \quad \mu_2'' \approx 0 + j \varrho_2. \quad (7a, b)$$

Auch hier erhält man ein Gleichfeld und ein synchron rotierendes Drehfeld. Das Gleichfeld wird jedoch, entsprechend der Größe ϱ_1 , wesentlich langsamer erlöschen als das Drehfeld.

Wir betrachten jetzt eine belastete Maschine, die im Ständerkreis den Widerstand R_1 und die Induktivität L_1 (bzw. Reaktanz X_1) besitzt. Hierzu kommen neben dem eigenen Widerstand bzw. der eigenen Induktivität noch der Widerstand bzw. die Induktivität der Belastung. Für die Ausgleichsströme erhalten wir jetzt

$$i_{1,t} = K_1 \varepsilon^{-\varrho_A t} - \frac{j X_h K_2}{R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)} \varepsilon^{-\varrho_B t} \varepsilon^{j \omega_1 t}, \quad (8a)$$

$$i_{2,t} = -\frac{K_1}{1 + \sigma_2} \varepsilon^{-\varrho_A t} \varepsilon^{-j \omega_1 t} + K_2 \varepsilon^{-\varrho_B t}. \quad (8b)$$

Die Konstanten ergeben sich aus den Anfangsbedingungen, nämlich $i_{1,t} = -\Delta I_B / \sqrt{2}$ und $i_{2,t} = 0$ bei $t = 0$, zu

$$K_1 = -\Delta I_B / \sqrt{2} \frac{(1 + \sigma_2)(1 - \sigma) R_1 + j X_h}{(1 + \sigma_2)(1 - \sigma) R_1 + j \sigma X_h} \quad (9a)$$

und

$$K_2 = K_1 / (1 + \sigma_2). \quad (9b)$$

ΔI_B ist hier der Belastungsstoß, der zu der bereits vorhandenen Belastung hinzukommt. Im Grenzfall kann der Stoß die ganze Belastung darstellen, wenn die Maschine vorher unbelastet war. Wichtig für uns ist, daß wir die Konstanten des Ständerkreises entsprechend dem neuen Zustand bestimmen. Setzen wir die Werte der Konstanten K_1 und K_2 aus (9a) und (9b) in (8a) ein, so erhalten wir den Ständer-Ausgleichsstrom zu

$$i_{1,t} \approx \frac{\Delta I_B / \sqrt{2}}{R_1^2 + X_\sigma^2} \{ [R_1 + X_\sigma X_h + j R_1 X_h (1 - \sigma)] \varepsilon^{-\varrho_A t} + [X_\sigma X_h (1 - \sigma) - j R_1 X_h (1 - \sigma)] \varepsilon^{-\varrho_B t} \varepsilon^{j \omega_1 t} \}. \quad (10)$$

Je nach dem Schalt Augenblick wird der Belastungsstrom entweder durch die Gleichung $\Delta i_B = \Delta I_B / \sqrt{2} \cdot \cos \omega_1 t$ oder durch die Gleichung $\Delta i_B = \Delta I_B / \sqrt{2} \sin \omega_1 t$ dargestellt. Für den ersten Fall erhalten wir den Ständer-Ausgleichsstrom zu

$$i_{1,t} = \frac{\Delta I_B / \sqrt{2}}{R_1^2 + X_\sigma^2} \left[- (R_1^2 + X_\sigma X_h) \varepsilon^{-\varrho_A t} + X_\sigma X_h (1 - \sigma) \varepsilon^{-\varrho_B t} \cos \omega_1 t \right] \quad (11a)$$

und für den zweiten Fall zu

$$i_{1,t} = -\frac{\Delta I_B / \sqrt{2} R_1 X_h (1 - \sigma)}{R_1^2 + X_\sigma^2} \left[-\varepsilon^{-\varrho_A t} + \varepsilon^{-\varrho_B t} \sin \omega_1 t \right]. \quad (11b)$$

Bei Anwendung dieser Gleichungen auf praktische Verhältnisse muß man Art und Größe der Belastung berücksichtigen. Wir wollen uns auf zwei Fälle beschränken. Als ersten Fall nehmen wir induktionsfreie Belastung ($\cos \varphi = 1$), deren Größe den Nennwert nicht übersteigt, an. Dann wird der Wirkwiderstand R_1 groß gegenüber der Streureaktanz, und für den Ständerstrom erhalten wir

$$i_1 = \Delta I_B / \sqrt{2} \left[\left(1 + \frac{X_\sigma X_h}{R_1^2} \varepsilon^{-\varrho_B t} \right) \cos \omega_1 t - \left(1 - \frac{X_\sigma X_h}{R_1^2} \right) \varepsilon^{-\varrho_A t} \right] \approx \Delta I_B / \sqrt{2} \cos \omega_1 t \quad (12a)$$

bzw.

$$i_1 = \Delta I_B / \sqrt{2} \left[\left(1 + \frac{X_h}{R_1} \varepsilon^{-\varrho_B t} \right) \sin \omega_1 t - \frac{X_h}{R_1} \varepsilon^{-\varrho_A t} \right] \approx \Delta I_B / \sqrt{2} \sin \omega_1 t. \quad (12b)$$

Die Gleichstromkomponente verschwindet wegen des großen Dämpfungsfaktors ϱ_A sehr schnell und wird kaum wahrgenommen. Die Wechselstromkomponente des Ausgleichsstroms verschwindet langsam, aber ihr Wert

ist, besonders in (12a), klein. Bei induktiver Belastung ($\cos \varphi = 0$) ist $\sigma \approx 1$ und die Wechselstromkomponente wird sehr klein. Man erhält den Ständerstrom zu

$$i_1 \approx \Delta I_B \sqrt{2} (\cos \omega_1 t - \varepsilon^{-e_A t}) \quad (13a)$$

bzw.

$$i_1 \approx \Delta I_B \sqrt{2} \sin \omega_1 t. \quad (13b)$$

Während in (13b) die Gleichstromkomponente ebenfalls verschwunden ist, ist sie in (13a) in voller Größe vorhanden. Der Dämpfungsfaktor der Gleichstromkom-

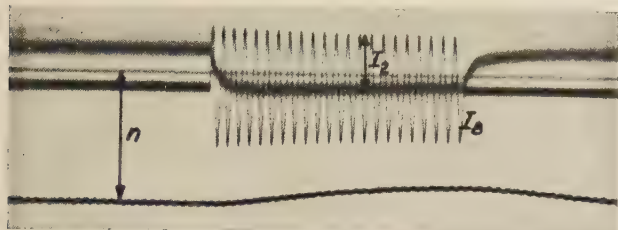


Abb. 3. Zuschalten einer Wirklast ($\cos \varphi = 1$) beim compoundierten Generator, d. h. beim Generator mit Stoßerregung. I_2 ist der Läuferstrom, I_B der Belastungsstrom (gleich dem Ständerstrom i_1) und n die Drehzahl. Der Spannungsverlauf steht unter Einfluß des starken Drehzahlabfalles und ist deshalb hier nicht wiedergegeben.

ponente φ_A ist kleiner. Man kann deshalb ein relativ langsames Erlöschen dieser Komponente erwarten. In Abb. 3 und 4 sind die entsprechenden Oszillogramme

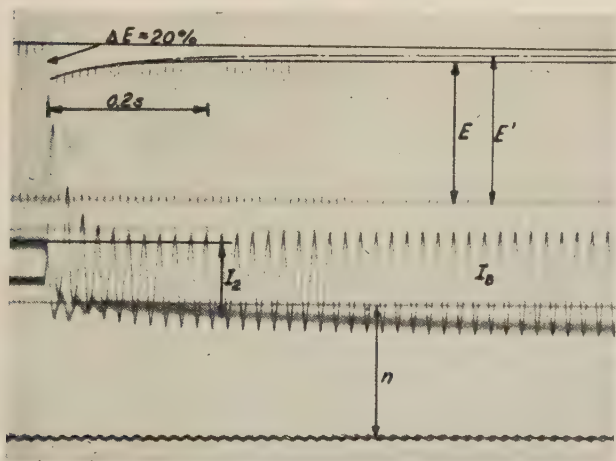


Abb. 4. Zuschalten einer induktiven Last ($\cos \varphi = 0,1$). E ist die Spannung (gleich U bei unseren Bezeichnungen), E' die nach der Drehzahländerung korrigierte Spannung und ΔE der Momentan-Spannungsfall. Übrige Bezeichnungen wie in Abb. 3

beim Einschalten der Nennlast mit $\cos \varphi = 1$ bzw. 0,1 gezeigt. Im ersten Oszillogramm enthält der Ständerstrom eine sehr geringe Wechselstromkomponente, im zweiten Falle eine große Gleichstromkomponente.

Für den Läuferstrom erhält man entsprechend

$$i_2 = \dot{I}_E + \Delta I_B \sqrt{2} \frac{(1 + \sigma_2)(1 - \sigma) R_1 + j X_h}{(1 + \sigma_2)[(1 + \sigma_2)(1 - \sigma) R_1 + j \sigma X_h]} \cdot (\varepsilon^{-e_A t} \varepsilon^{-j \omega_1 t} - \varepsilon^{-e_B t}). \quad (14)$$

2) Spannungsfall beim Belastungsstoß

Wir haben im vorigen Abschnitt gesehen, daß bei einem Belastungsstoß die Ausgleichsströme gering sind. Zwar ist bei induktivem Strom eine starke Gleichstromkomponente vorhanden, doch ist ihre Wirkung auf die Spannung gering. Diese Komponente ist nämlich fast in gleicher Größe gleichzeitig im Ständer- und im Läuferkreis vorhanden und hebt sich deshalb praktisch auf. Der Spannungsfall bei Belastung hängt von der Art der Belastung ab. Bei aktiver Belastung ($\cos \varphi = 1$) liegt der Vektor des Spannungsfeldes \dot{I}_B ($X_{1\sigma} + X_h$) senkrecht zum Vektor der Netzspannung, während er bei induktiver Belastung in derselben Richtung liegt. Der Verlauf des Übergangsvorganges ist jedoch in beiden Fällen der gleiche. Wir wollen uns deshalb auf den Fall der induktiven Belastung beschränken. Hier gilt

$$i_1 = \sqrt{2} \dot{I}_B (\varepsilon^{j \omega_1 t} - \varepsilon^{-e_A t}) \quad (15a)$$

und

$$i_2' \varepsilon^{j \omega_1 t} = \dot{I}_E' \varepsilon^{j \omega_1 t} + \frac{I_B}{1 + \sigma_2} (\varepsilon^{-e_A t} - \varepsilon^{-e_B t} \varepsilon^{j \omega_1 t}). \quad (15b)$$

Vernachlässigen wir aus den oben angegebenen Gründen die Gleichstromkomponenten und beachten, daß bei der üblichen Lage des Netzspannungsvektors \dot{U} in der reellen Achse $\dot{I}_B = -j I_B$ ist, so erhalten wir die Netzspannung nach dem Auftreten des Belastungsstoßes zu

$$U = E - (X_{1\sigma} + X_{2\sigma}') I_B. \quad (16)$$

Die innere Spannung ist

$$E = -j X_h i_2' / \sqrt{2} = U_0 + \frac{X_h I_B}{1 + \sigma_2} \varepsilon^{-e_B t}, \quad (17)$$

woraus

$$U = U_0 - X_{1\sigma} I_B - X_h I_B \left(1 - \frac{\varepsilon^{-e_B t}}{1 + \sigma_2} \right) \approx \approx U_0 - (X_{1\sigma} + X_{2\sigma}') I_B - \frac{X_h I_B}{1 + \sigma_2} (1 - \varepsilon^{-e_B t}) \quad (18)$$

folgt. Die Spannung fällt unmittelbar nach dem Auftreten des Stoßes um den Betrag Strom mal Übergangsreaktanz (transitorische Reaktanz). Diesen Spannungsfall nennt man den momentanen Spannungsfall. Streng genommen, wird der momentane Spannungsfall durch die subtransitorischen Werte des Stromes und der Reaktanz gebildet. Nun ist das Produkt der subtransitorischen Werte des Stromes und der Reaktanz etwa gleich dem Produkt der transitorischen Werte. Aus diesem Grunde stimmt die oben gezeigte Darstellung mit den praktischen Beobachtungen gut überein. In Wirklichkeit ist aber der Vorgang bedeutend komplizierter und die Zeitkonstante der schnell erlöschenden Stromkomponente wird nicht nur durch den primären Widerstand, sondern auch durch den Widerstand der Dämpferwicklung bestimmt. Wegen der meist geringen Zeitkonstante nimmt der Strom sehr schnell den transitorischen Wert an. Der als subtransitorisch bezeichnete Vorgang wird kaum wahrgenommen. Weiter kommt noch der Spannungsfall infolge der Hauptreaktanz X_h hinzu, der langsam, entsprechend der Zeitkonstante $T_W = 1/\varphi_B$, zunimmt. Bei dieser Darstellung haben wir den Belastungsstrom I_B als konstante Größe betrachtet. In Wirklichkeit ändert sich der Belastungsstrom mit

der Netzspannung. Diese Änderung hängt von der Art der Belastung ab. Bei Geräten nimmt der Strom mit der Spannung ab, während er bei belasteten Motoren mit abnehmender Spannung zunimmt. Um die grundsätzlichen Vorgänge hier deutlicher hervorzuheben, ist es besser, den Belastungsstrom als konstante Größe zu betrachten. Die theoretischen Ergebnisse werden mit den praktischen Beobachtungen um so mehr übereinstimmen, je geringer die Spannungsänderungen sind.

Nun werden die modernen Generatoren fast ausnahmslos mit Spannungsreglern ausgerüstet. Nach dem Belastungsstoß tritt eine Stoßerregung ein und beeinflusst entscheidend den weiteren Spannungsverlauf. Die Ausgleichsströme sind wiederum durch zwei freie Ströme mit den bereits erwähnten Dämpfungskonstanten ϱ_A und ϱ_B bzw. Zeitkonstanten T_G und T_W gegeben. Die Konstanten K_1 und K_2 werden aus den Anfangsbedingungen bestimmt. Für den auftretenden Stromstoß gelten die Konstanten [vgl. (9a) und (9b)]

$$K'_1 = -\Delta I_B \sqrt{2} \frac{R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)}{R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)} \quad \text{und} \\ K'_2 = -\frac{\Delta I_B \sqrt{2}}{1 + \sigma_2} \frac{R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)}{R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)}. \quad (19a, b)$$

Die einsetzende Stoßerregung liefert aus der Bedingung, daß bei $t = 0$

$$i_{1f} = 0 = K'_1 - \frac{j X_h K'_2}{R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)} \quad (20a)$$

und

$$i'_{2f} = -(\gamma - 1) I'_E = -\frac{K'_1}{1 + \sigma_2} + K'_2 \quad (20b)$$

sind, die Konstanten

$$K'_1 = -\frac{(\gamma - 1) j X_h I'_E}{R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)} \quad \text{und} \\ K'_2 = -\frac{(\gamma - 1) [R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)]}{R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)} I'_E. \quad (21a, b)$$

Hier ist γ die relative Erhöhung der Erregerspannung, die die Stoßerregung kennzeichnet. Wir setzen

$K_1 = K'_1 + K'_1$ und $K_2 = K'_2 + K'_2$ (22a, b) ein und erhalten dann die Ausgleichsströme. Im Dauerzustand ist $i_1 = \sqrt{2} (\Delta I_B + I_B)$ oder, wenn wir von der Vorbelastung absehen, $i_1 = \sqrt{2} I_B$. Der Läuferstrom wird entsprechend $i_2 = \gamma I_E$.

Der gesamte Ständerstrom wird

$$i_1 = \sqrt{2} \dot{I}_B + i_{1f} = \\ = -\frac{[R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)] \sqrt{2} \dot{I}_B + (\gamma - 1) j X_h \dot{I}_E}{R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)} \varepsilon^{-\varrho_A t} + \\ + \left[\sqrt{2} \dot{I}_B + \frac{j X_h [\sqrt{2} \dot{I}_B + (\gamma - 1) (1 + \sigma_2) \dot{I}_E]}{(1 + \sigma_2) [R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)]} \varepsilon^{-\varrho_B t} \right] e^{j \omega_1 t} \quad (23)$$

und der gesamte Läuferstrom

$$i_2 = \gamma \dot{I}_E + i_{2f} = \\ = \frac{\sqrt{2} \dot{I}_B [R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)] + (\gamma - 1) j X_h \dot{I}_E}{(1 + \sigma_2) [R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)]} \cdot \varepsilon^{-\varrho_A t} e^{-j \omega_1 t} + \gamma \dot{I}_E - \\ - \frac{[R_1 + j X_h (1 + \sigma_1)] [\sqrt{2} \dot{I}_B + (\gamma - 1) (1 + \sigma_2) \dot{I}_E]}{(1 + \sigma_2) [R_1 + j X_\sigma (1 + \sigma_1)]} \varepsilon^{-\varrho_B t}. \quad (24)$$

Diese allgemeinen Ausdrücke können in gewissen Fällen, die praktisch von Bedeutung sind, noch weiter vereinfacht werden. Bei geringer induktionsfreier Belastung ($\cos \varphi = 1$) ist $R_1 \rightarrow \infty$ und man erhält

$$i_1 \approx \sqrt{2} \dot{I}_B \varepsilon^{j \omega_1 t} \quad (25)$$

und

$$i_2 \approx \dot{I}_E [\gamma - (\gamma - 1) \varepsilon^{\varrho_B t}] + \\ + \frac{\sqrt{2} \dot{I}_B}{1 + \sigma_2} [\varepsilon^{-\varrho_A t} \varepsilon^{-j \omega_1 t} - \varepsilon^{-\varrho_B t}]. \quad (26)$$

Bei geringer induktiver Belastung ($\cos \varphi = 0$) ist $R_1 \rightarrow \infty$, $\sigma \rightarrow 1$, $\sigma_1 \rightarrow \infty$ und $X_B \rightarrow \infty$. Der Ständerstrom wird

$$i_1 \approx \sqrt{2} \dot{I}_B (\varepsilon^{j \omega_1 t} - \varepsilon^{-\varrho_A t}), \quad (25a)$$

während der Läuferstrom wiederum durch (26) gegeben ist.

Wir wollen jetzt den Spannungsfall beim induktiven Belastungsstoß im Leerlauf und bei Stoßerregung bestimmen. Wie wir bereits erwähnt haben, ist der Vorgang bei Belastung mit einem anderen Leistungsfaktor ($\cos \varphi$) ganz ähnlich, und wir wollen uns deshalb nur auf den ersten Fall beschränken. Die Netzspannung ist

$$U = E - (X_{1\sigma} + X_h) I_B \quad (27)$$

mit

$$E = j X_h i_2 / 2 = \gamma U_0 - (\gamma - 1) U_0 \varepsilon^{-\varrho_B t} + \\ + X_h \frac{I_B}{1 + \sigma_2} \varepsilon^{-\varrho_B t}. \quad (28)$$

Führt man diesen Wert von E in (27) ein, so erhält man

$$U = U_0 - (X_{1\sigma} + X_{2\sigma}) I_B - \\ - \left[\frac{X_h I_B}{1 + \sigma_2} (1 - \varepsilon^{-\varrho_B t}) - (\gamma - 1) (1 - \varepsilon^{-\varrho_B t}) U_0 \right]. \quad (29)$$

(29) setzt eine trägheitslose Erregermaschine voraus. In Wirklichkeit besitzt die Erregermaschine immer eine Trägheit, und ihre Leerlaufspannung steigt beim Einschalten der Erregung nach einer Kurve, die einer Exponentialkurve mit der Zeitkonstante T_R ziemlich ähnlich ist. Der Exponentialanstieg wird bei höheren Werten der Spannung gestört, doch erreicht man praktisch in der ziemlich kurzen Ausregelungszeit fast nie die volle Spannung. Es ist deshalb oft berechtigt, mit dem ungesättigten Teil der Magnetisierungskurve zu rechnen und daraus die größte Spannung (Deckenspannung γU_{E0}) sowie die Zeitkonstante T_R zu bestimmen. Bei Berücksichtigung der Trägheit der Erregermaschine ist der Anstieg des Erregerstroms durch den Ausdruck

$$(\gamma - 1) \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_B + T_R}} \right)$$

gegeben. Die Deckenspannung (a) wird in der Praxis als Vielfaches des Nennwertes der Erregerspannung ($\gamma_n U_{En}$) angegeben, d. h. $a = \gamma / \gamma_n$. Mit dem bezogenen Wert der Belastung $b = I_B / I_n$ erhält man $\gamma_n = 1 + b x_d$ und es wird $\gamma = (1 + b x_d) a - 1$. Weiter ist $x_h / (1 + \sigma_2) = (1 - \sigma) x_d$. Die resultierende Zeitkonstante zweier in Reihe geschalteter Regelkreise ist bekanntlich gleich der Summe der Zeitkonstanten der einzelnen Kreise. Wir erhalten dann die Netzspannung nach dem Belastungsstoß zu

$$U = U_0 \left\{ 1 - b [x'_d + (x_d - x'_d) (1 - \varepsilon^{-t/T_B})] + \right. \\ \left. + [a (1 + b x_d) - 1] \left[1 - \varepsilon^{-\frac{t}{T_B + T_R}} \right] \right\}. \quad (30)$$

Die Zeitkonstante T_B ist die der Wechselstromkomponente. Für die ersten Perioden nach dem Kurzschluß kann man

$$T_B = T_W \approx T_d' / (1 - a), \quad (31a)$$

worin a der relative Anteil des transitorischen Stromes ist, annehmen. Bei Belastungsstößen nimmt jedoch der Strom den transitorischen Wert sehr schnell an, und die Zeitkonstante wird dann

$$\begin{aligned} T_B &= T_W = \\ &= \frac{(X_h + X_{2\sigma}) [(X_h + X_{2\sigma})(X_h + X_{1\sigma} + X_b) - X_h^2]}{\omega_1 R_2' (X_h + X_{1\sigma} + X_b) (X_h + X_{2\sigma})} = \\ &= T_d \left[1 - \frac{x_h^2}{(x_h + x_{1\sigma} + x_b)(x_h + x_{2\sigma})} \right]. \quad (31b) \end{aligned}$$

Beim Kurzschluß ist $X_B = 0$ und die Zeitkonstante wird

$$T_W = \sigma T_d = T_d'. \quad (31c)$$

Beim Leerlauf ist $X_B = \infty$ und die Zeitkonstante wird

$$T_W = T_d. \quad (31d)$$

Bei Belastung liegen die Werte zwischen T_d' und T_d . Für Nennlast ist $T_W \approx 1/2 T_d$, d. h. von der Größenordnung 1...2 s.

Für die Reaktanzen gilt $x_{1\sigma} + x_{2\sigma}' = x_d'$.

Aus (30) erkennen wir, daß auch in diesem Falle ein momentaner Spannungsfall eintritt, dessen Größe von der Stoßerregung unabhängig ist. Der weitere Spannungsfall wird jedoch wesentlich durch die Stoßerregung beeinflusst. Kein weiterer Spannungsfall tritt ein, wenn

$$\begin{aligned} [a(1 + b x_d) - 1] \left(1 - e^{-\frac{t}{T_B + T_R}} \right) &\geq \\ &\geq b(x_d - x_d') \left(1 - e^{-\frac{t}{T_B}} \right) \end{aligned} \quad (32)$$

ist.

Der Spannungsanstieg der Erregerspannung wird in der Regeltechnik mit der Aufbaugeschwindigkeit der Spannung ($v = V/s$), der sogenannten Reaktionsfähigkeit der Erregermaschine angegeben. Beschränken wir uns auf den Anfang der Spannungsanstiegskurve, so können wir diese Reaktionsfähigkeit mit

$$v = \frac{\gamma - 1}{T_R} U_{E0} = \frac{U_{En} a (1 + x_d) - 1}{T_R (1 + x_d)}$$

angeben. Man erhält dann die Bedingung für das Ausbleiben des Spannungsfalles (abgesehen von dem momentanen Spannungsfall) zu

$$a \geq \frac{1 + b(x_d - x_d') - \frac{U_{En}(x_d - x_d')b}{v T_R (1 + x_d)}}{1 + b x_d - \frac{U_{En}(x_d - x_d')b}{v T_R}} \quad (33)$$

Die Reaktionsfähigkeit der Maschine muß immer

$$\frac{v}{U_{En}} > \frac{(x_d - x_d')b}{(1 + b x_d) T_B} \quad (34)$$

sein, weil sonst (33) negative Werte liefert, was physikalisch undenkbar ist.

Wenn die Reaktionsgeschwindigkeit und die Deckenspannung unter den Werten nach (33) und (34) liegen, fällt die Spannung weiter. Sie erreicht ihren kleinsten Wert und steigt dann wieder an.

In Abb. 5 sind die Kurven der Spannung bei verschiedenen Werten der Stoßerregung gezeigt. Die

Kurve 1 gilt für den Fall, daß keine Übererregung verwendet wird ($a = 1$) und daß die Reaktionsgeschwindigkeit gering ist ($v = 0,5 U_{En}/s$). Die Kurve zeigt die niedrigste Spannung, die nach etwa 1,5 s eintritt.

Nach amerikanischen Angaben [3] unterscheidet man die normale Schnellerregung (quick-response excitation)

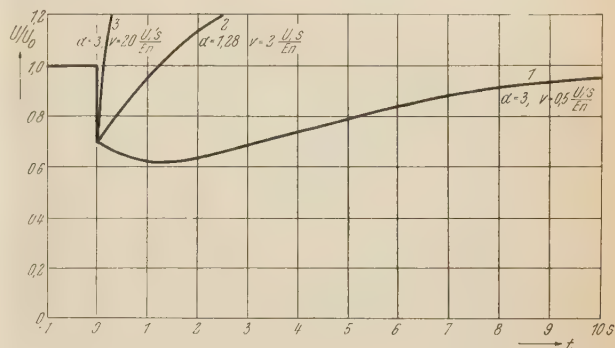


Abb. 5. Zeitlicher Verlauf der Spannung beim Zuschalten einer induktiven Last bei verschiedenen Stoßerregungen. a ist die relative Deckenspannung und v die Reaktionsfähigkeit der Erregermaschine. Die übrigen Daten sind $b = 1$, $x_d' = 0,3$, $x_d = 1,5$ und $T_B = 2,0$ s

und die besondere Schnellerregung (superexcitation). Für die erstere gilt $a = 1,28$ und $v = (1,6 - 2,4) U_{En}/s$, für die letztere $a = 2,4 - 4$ und $v = (24 - 28) U_{En}/s$.

Die Kurve 2 in Abb. 5 gibt den Spannungsverlauf für die erste ($a = 1,28$, $v = 2 U_{En}/s$) und die Kurve 3 für die zweite Schnellerregung ($a = 3$, $v = 20 U_{En}/s$) wieder. Die Ausregelzeit erhält man aus (30) zu

$$t_{\text{ausr}} \approx \frac{b x_d' T_B (T_B + T_R)}{T_B [(1 + b x_d) a - 1] - b(x_d - x_d') (T_B + T_R)} \quad (35)$$

mit

$$T_R = \frac{U_{En} a (x_d + 1) - 1}{v (x_d + 1)} \quad (36)$$

Für die erste Schnellerregung beträgt diese Zeit etwa 1 s, für die zweite etwa 0,12 s. Zu beachten ist,

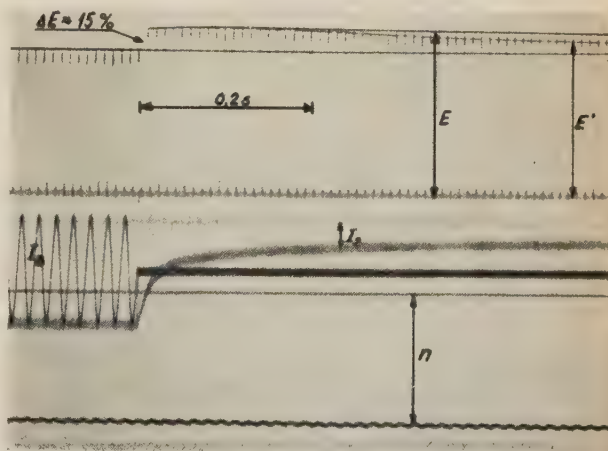


Abb. 6. Abschalten einer induktiven Last ($\cos \varphi = 0,1$)

daß die Kurven in Abb. 5 für einen Stromstoß gleich dem Nennstrom ($b = 1$) berechnet sind.

Beim Abschalten der Belastung verläuft der Vorgang ganz ähnlich wie beim Zuschalten. Ebenso tritt hier eine

momentane Spannungserhöhung auf, die durch die Übergangsreaktanz bestimmt ist. Infolge $R_B = \infty$ verschwindet die Gleichstromkomponente ganz ($\varrho_A = \infty$) und für die Wechselstromkomponente gilt die Zeitkonstante $T_B' = L_2/R_2 = T_d$. In den Abb. 4 und 6 ist der Spannungsverlauf beim Zu- und Abschalten induktiver Last bei einer Maschine mit Stoßerregung (Konstantspannungs-Maschine) gezeigt.

Man sieht deutlich, daß der Spannungsanstieg beim Abschalten eine größere Zeitkonstante hat als der Spannungsfall beim Zuschalten der Last. Die Größen a und v können hierbei unter Umständen größer sein als beim Abschalten. Dieses ist durch die Regelungsart bedingt.

Es ist interessant, festzustellen, daß die Deckenspannung der Energiemaschine nie erreicht wird. Für die Kurve 3 mit $a = 3$ und $v = 20 U_{En}/s$ erhält man $T_R = 0,13$ s. Die Stoßerregung wird nach der Zeit $t = 0,12$ s abgeschaltet, d. h. wenn die Generatorspannung ihren Nennwert erreicht hat. In diesem Augenblick beträgt die Spannung der Erregermaschine

$$U_E = \frac{U_{En}}{1 + x_d} \{1 + [a(1 + x_d) - 1](1 - e^{-t/T_R})\} = \\ = \frac{U_{En}}{2,5} \{1 + [3 \cdot 2,5 - 1](1 - e^{-0,12/0,13})\} = 2,0 U_{En} \quad (37)$$

Die Erregermaschine muß bis zu diesem Wert ungesättigt sein.

Leerlaufverluste bei Transformatoren

Von H. SCHRAMM, Bad Honnef/Rhein

DK 621.314.21.017.2/3

Man schrieb das Jahr 1881, als man anlässlich der Internationalen Elektrotechnischen Ausstellung in Frankfurt das erste Experiment mit Transformatoren unternahm. Es wurde damals die von einem Wasserkraftwerk in Lauffen am Neckar erzeugte Energie über eine 175 km lange Freileitung mit einer Übertragungsspannung von 1 500 V nach Frankfurt transportiert.

Seitdem sind nun fast 80 Jahre vergangen, 80 Jahre, die in allen Zweigen der Industrie eine enorme Aufwärtsentwicklung mit sich brachten.

Heute im Jahre 1960 sind wir vor allem im Transformatorbau an einem Punkt angelangt, wo es unerlässlich sein wird, die Hauptarbeit dem Ausbau des bisher Erreichten zu widmen. Es werden heute Großtransformatoren bis 200 MVA sowie Mittel- und Kleintransformatoren in den verschiedensten Ausführungen gebaut.

Alle Transformatorenfabriken haben in den letzten Jahren im Rahmen der Rationalisierung und Automation ihre Kapazität erheblich vergrößert, so daß es auch hier wie in allen anderen Wirtschaftszweigen zu einem scharfen Konkurrenzkampf kam.

Die Elektrizitätsversorgungsunternehmen, als Kunden des Transformatorenherstellers, drängen verständlicherweise laufend darauf, noch wirtschaftlichere und noch billigere Transformatoren zu erhalten.

Auf die wirtschaftliche Beurteilung soll im nachfolgenden näher eingegangen werden.

Bietet man Transformatoren mit verschiedenen Verlusten an, so geht man vom Arbeitspreis je kWh und

3) Zusammenfassung

Beim Zu- bzw. Abschalten der Belastung entstehen je nach der Belastungsart entweder keine Ausgleichsströme oder nur ein Ausgleichsstrom in Form von Gleichstrom. Der Spannungsfall besteht aus einem Momentan-Spannungsfall, dessen Größe von der Regelung unabhängig ist, und einem weiteren Spannungsfall, dessen Größe entscheidend von der Regelung abhängig ist. Unter Einführung der Begriffe „Deckenspannung“ und „Reaktionsfähigkeit“ der Erregermaschine werden die Bedingungen für einen günstigen Spannungsverlauf aufgestellt.

Schrifttum

- [1] RÜDENBERG: Elektrische Schaltvorgänge in geschlossenen Stromkreisen von Starkstromanlagen. Berlin/Göttingen/Heidelberg: Springer-Verlag. 1953.
- [2] TIMASCHEFF: Stabilität elektrischer Drehstrom-Kraftübertragungen. Berlin: Springer-Verlag. 1940.
- [3] Standard Handbook for El. Eng. New York: McGraw-Hill. 1949.
- [4] HARDER und CHECK: Regulation of A-C-Generators with Suddenly Applied Loads. Trans. AIEE, Vol. 63 (1944), S. 310, Electr. Eng., Vol. 69 (1950), S. 391.
- [5] HENNING: Die Erregergeschwindigkeit von Erregermaschinen. Regelungstechnik, 2. Jg. (1954), S. 215.
- [6] SEIDL: Die Dynamik der Synchronmaschine als Maßstab ihrer regeltechnischen Bemessung. Regeltechnik, 2. Jg. (1954), S. 232.

dem jährlichen Leistungspreis je kW bzw. kVA Maximum aus. In Abb. 1 sind für die Arbeitspreise von 2...10 Pf/kWh und für die Leistungspreise von 50, 100 und 150 DM je kW die jährlichen Kosten für 1 W bei etwa 8 700 Benutzungsstunden auf der unteren Skala angezeigt.

Diese jährlichen Kosten, über 20 Jahre, nach den Regeln der Rentenrechnung kapitalisiert, ergeben den Kapitalwert am Tage der Anschaffung für eine angenommene Lebensdauer von 20 Jahren.

Dieser Kapitalwert kann auf der oberen Skala für den jeweils auf der Ordinate angegebenen Zinsfuß abgelesen werden.

Die Leerlaufverluste werden im allgemeinen während etwa 8 700 Betriebsstunden im Jahr abgenommen. Für sie gilt also Abb. 1 ohne weitere Umrechnung.

Als Beispiel sei hier folgendes angeführt:

Bei einem Leistungspreis von DM 100/kWh, einem Arbeitspreis von 0,03 DM/kWh und einer jährlichen Verzinsung von 6% ist 1 W Eisenverluste wie folgt zu bewerten:

Kapitalwert Leistungsanteil	DM 1,20
Kapitalwert Arbeitsanteil	DM 2,80
insgesamt	DM 4,—

Bei den Kupferverlusten ist zu berücksichtigen, daß sie vom Quadrat der Belastung abhängig sind. Um den Leistungspreisanteil zu ermitteln, müssen also die Verluste im Verhältnis

$$\left(\frac{N_{\max}}{N_n \times \cos \varphi_h} \right)^2$$

umgerechnet werden, wobei N_{\max} die Höchstlast im Verrechnungszeitraum und $\cos \varphi_h$ der Leistungsfaktor ist. Beide Werte sind aus den Stromabrechnungen bestens bekannt.

stung/maximale Leistung (unterer Maßstab) bzw. die jährliche Benutzungsdauer des Maximums (oberer Maßstab) — diesen Scheinarbeitsverlustfaktor bei verschiedenem $\cos \varphi$ abzulesen gestattet.

Wenn in unserem Beispiel die maximale Belastung in kW 80% der Umspannerleistung beträgt und der

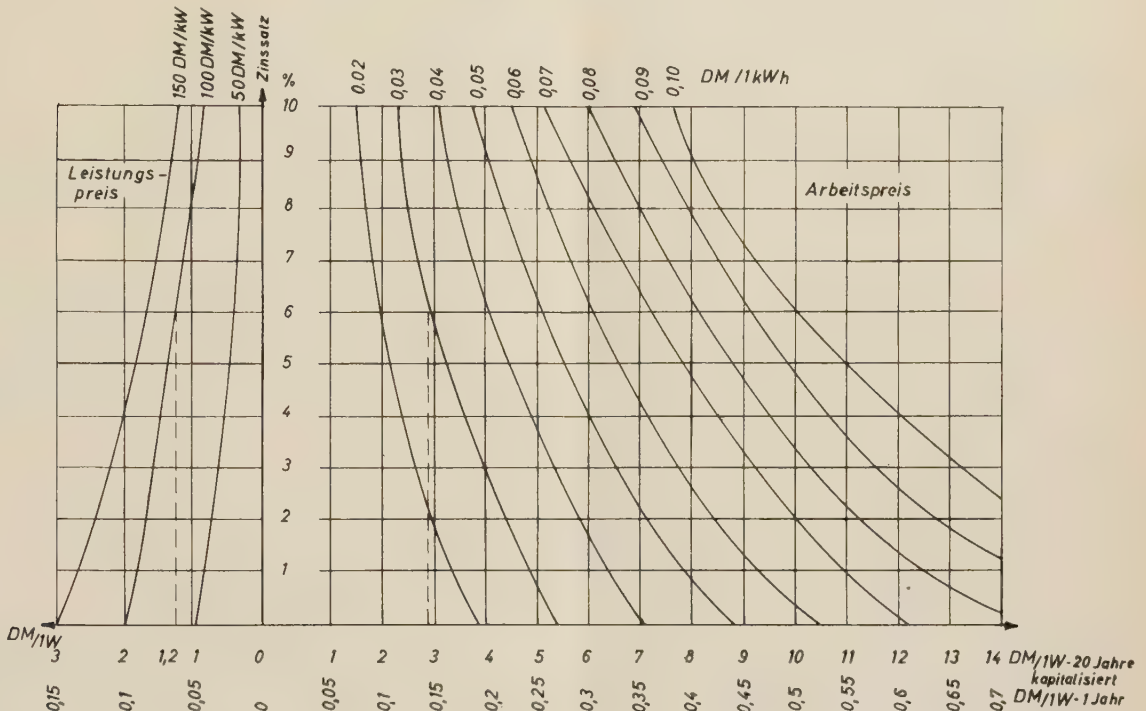


Abb. 1

Für die Ermittlung des Arbeitspreisannteiles müßte man den quadratischen Mittelwert der Belastung kennen, den man mit der normalen Belastung durch den sogenannten Scheinarbeitsverlustfaktor verbindet. Da im allgemeinen für den einzelnen Fall nur die maximale

$\cos \varphi$ dabei 0,9 ist, ergibt sich ein Umrechnungsfaktor von

$$\left(\frac{0,8}{0,9} \right)^2 = 0,79$$

für die Kupferverluste bei maximaler Last und somit auch für den Leistungsanteil, wenn von den Nennkupferverlusten abgesehen wird.

Bei einer jährlichen Nutzungsdauer von angenommen 2 200 h oder einem Belastungsfaktor von 0,25 kann man aus Abb. 2 einen Scheinarbeitsverlustfaktor von 0,105 ablesen.

Bei Nennlast ist also 1 W der Kupferverluste wie folgt zu bewerten:

Kapitalwert Leistungsanteil	$1,2 \times 0,79$	DM 0,95
Kapitalwert Arbeitsanteil	$3,0 \times 0,79 \times 1,05$	DM 0,25
insgesamt		DM 1,20

Vergleicht man nun zwei 160-kVA-Transformatoren Reihe 20, die wie folgt angeboten werden:

a) Eisenverluste 800 W	Kupferverluste 3 300 W
b) Eisenverluste 450 W	Kupferverluste 3 000 W
Unterschied 350 W	300 W

So entspricht dieser Unterschied einem Kapitalwert von:

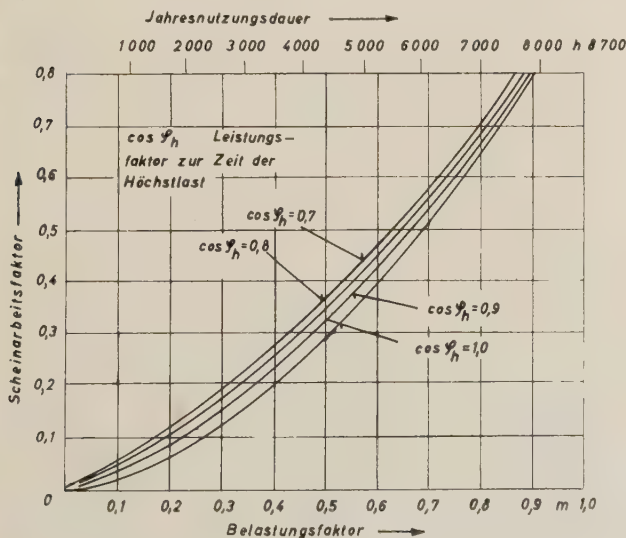


Abb. 2

und mittlere Belastung bekannt ist, kann mit guter Annäherung nach dem Diagramm von Abb. 2 gearbeitet werden, das für jeden Belastungsfaktor — mittlere Lei-

$$\begin{array}{lcl} \text{Eisenverluste} & 350 \times 4, - & = 1\,400 \text{ DM} \\ \text{Kupferverluste} & 300 \times 1,20 & = 306 \text{ DM} \end{array}$$

$$\begin{array}{lcl} \text{Kapitalwert der Verlustersparnis} & & \\ \text{bei Transformator b)} & & = 1\,760 \text{ DM.} \end{array}$$

Da der Mehrpreis des Transformators b) nur etwa DM 500,— beträgt, ist dieser Transformator bei den angeführten Strompreisen wesentlich vorteilhafter.

Doch wie können wir mit möglichst wenig Aufwand eine Verlustsenkung erreichen?

Eine einfache Möglichkeit, die Eisen- und Kupferverluste zu senken, bietet ein Mehraufwand an aktivem Material, das heißt eine Reduzierung der Stromdichte und Kerninduktion. Da sich die Eisenverluste nach der Formel

$$k = k_0 \sqrt{I_{F0}/I_{Fe}},$$

wobei k = Kosten/kW Verlustersparnis und I_{Fe} = Eisenverluste bedeuten, errechnen lassen, kann man feststellen, daß sich die Verlustsenkung durch Mehraufwand an aktivem Material nicht sonderlich lohnt.

Man sah sich also gezwungen, neue wirtschaftliche Methoden zu finden, die mit den momentan gegebenen Materialien möglichst viel erreichen lassen.

Um auf die Eisenverluste näher einzugehen, ist es unerlässlich, einige Jahre zurückzublättern, denn gerade hier konnte in den letzten Jahren viel erreicht werden.

Noch in den ersten Jahren nach dem Krieg wurden im Transformatorenbau fast ausnahmslos warmgewalzte Bleche verarbeitet. Das kaltgewalzte Blech, das im Ausland, besonders in Amerika, schon Jahre vorher verwendet wurde, war anfangs nur schwer zu erhalten und auch dann noch dementsprechend teuer. Man sah sich daher gezwungen, Mischkerne zu bauen, das heißt es wurden kalt- und warmgewalzte Bleche zusammen verarbeitet.

Vergleicht man durch Messungen im Eppstein-Apparat die Ummagnetisierungsverluste von warm- und kaltgewalzten Blechen von 0,35 mm Dicke bei 50 Hz, so kann man feststellen, daß die Verluste bei kaltgewalztem Blech etwa die Hälfte der warmgewalzten sind, vorausgesetzt ist jedoch, daß die Magnetisierung der Bleche in Walzrichtung erfolgt.

Das Verlustverhältnis kehrt sich jedoch bei einer Quermagnetisierung um. Während bei warmgewalztem Blech, beste Qualität, die Verluste hierbei um höchstens 10...20% ansteigen, erhöhen sie sich bei kaltgewalztem Blech auf etwa das dreifache und liegen dann beträchtlich höher als die Verluste warmgewalzter Bleche. Man sieht hieraus, daß es bei der Verarbeitung kaltgewalzter Bleche in hohem Maße darauf ankommt, sie nur in Walzrichtung zu magnetisieren.

Nachdem heute bei der Beschaffung des kaltgewalzten Bleches keine Schwierigkeiten mehr auftreten, entwickelte man, um den steigenden Anforderungen gerecht zu werden, den Schrägschnittkern. Diese Bauart sichert eine für die kaltgewalzten Bleche so ausschlaggebende Längsmagnetisierung und senkt dabei die Induktion an den Verzapfungsstellen auf 70% des Wertes, der vor und hinter den Verzapfungsstellen auftritt. Bei dieser Kernart ist besonderer Wert auf das Schichten zu legen, so daß die Spaltweiten möglichst zwischen 0,1 und

1 mm liegen. Da der magnetische Widerstand sich etwa proportional mit der Spaltweite ändert, lohnt es sich nicht, sich um eine exakte Berechnung zu bemühen.

Es konnte bei dem Schrägschnittkern durch Versuche festgestellt werden, daß die günstigste Überlappung der einzelnen Lagen 8...10% der Säulenblechbreiten betragen soll.

Ein wesentlicher Faktor, der zur Erhöhung der Eisenverluste beiträgt, sind die Bolzenlöcher, sie werden vor allen Dingen bei größeren Kernen oft in reichlichem Übermaß angewandt.

Diese Bolzenlöcher verursachen nicht nur eine Zusammendrängung des magnetischen Flusses in Lochnähe, sondern auch eine Abweichung der Kraftlinien von der Längsrichtung.

Doch die Verunstaltung des Eisenflusses ist das geringste Übel, das durch die Bolzenlöcher hervorgerufen wird. Nicht unerheblich ist der Lohnaufwand, der erforderlich ist, um die vielen Bleche zu lochen. Dazu kommt noch ein Risiko, das leider gerne übergangen wird.

Beim Stanzen der Löcher bleibt sehr gerne am Lochrand ein kleiner Grat stehen, der nachher beim geschichteten Kern einen elektrischen Schluß zu den benachbarten Blechen herstellt, und erzeugt dann an der Übergangsstelle, also mitten im Kern, einen Wärmeherd, der zerstörend wirken kann.

Im Wirbelstromkreis, der sich von Bolzenloch zu Bolzenloch erstreckt, ist der Lochrand die Stelle des größten elektrischen Widerstandes, also auch eine Sammelstelle der Wirbelstromwärme. Hier liegt der Krankheitsherd bei so vielen Kernen, und bei unsachgemäßer Arbeit muß gerade an der Stelle früher oder später ein Zerstörungswerk einsetzen. Man sollte deshalb bestrebt sein, Bolzenlöcher so weit wie möglich zu vermeiden. Die Zusatzverluste und der erhöhte Magnetisierungsstrombedarf, die durch sie hervorgerufen werden, sind bei warmgewalzten Blechen nicht allzu groß, fallen aber bei kaltgewalztem Blech stark ins Gewicht. Deshalb ist es bei kaltgewalztem Blech noch viel wichtiger, die Kernpressung auf andere Weise zu erreichen.

Der Einfluß der Lochung wird um so stärker, je größer der Lochdurchmesser im Vergleich zur Blechbreite ist. Bei kleineren Kernen ist es wesentlich einfacher die Säulenpressung auf andere Weise zu erreichen als bei den größeren. Beide Umstände kommen sich so weit entgegen, daß ein wirtschaftlicher Kompromiß möglich ist.

Um diesen Mittelwert zu finden, wurden Versuche unternommen, wobei festgestellt werden konnte, daß bei einer einprozentigen Querschnittsverminderung durch Bolzenlöcher die Verlustziffer v 15 um etwa 10% ansteigt. Es ergab sich also auch daraus, mit der Schenkelpressung erst bei größeren Kernen anzufangen.

Bei diesen Kernen ging man dazu über, die einzelnen Bleche zusammenzukleben. Dadurch werden die Biegespannungen innerhalb der einzelnen Bleche reduziert, das heißt, der Geräuschpegel herabgesetzt und man ist der Verlusterrhöhung im Kern, die durch die Bolzenlöcher hervorgerufen wird, aus dem Weg gegangen. Auf das richtige Kleben der Eisenkörper soll hier nicht näher eingegangen werden.

Spricht man von der Verlustsenkung des Eisenkernes, so darf man das Pressen in keinem Fall außer acht lassen. Man ist auch heute noch mancherorts der Meinung, daß durch ein kräftiges Pressen die Geräusche reduziert werden können, doch dem ist nicht so.

Zum ersten erhöhen sich durch ungleichmäßiges Pressen die Biegespannungen im Gefüge der Eisenkörper, die zur Verspannung der Bleche führen. Es hat sich der schon seit langem bekannte Preßdruck von $4 \dots 6 \text{ kp/cm}^2$ am günstigsten erwiesen, da festgestellt werden konnte, daß, wenn man den Preßdruck von 1 kp/cm^2 auf $11,5 \text{ kp/cm}^2$ steigert, sich die Verluste v 15 um etwa 10% erhöhen.

Es hat sich hierbei ferner gezeigt, daß die Geräusche nicht in erster Linie auf das Pressen zurückzuführen sind, da die Bleche beim Zusammenpressen mit $3,5 \text{ kp/cm}^2$ nicht mehr mit der Netzfrequenz vibrieren. Die Geräusche sind in erster Linie durch die Magnetostriktion bedingt, wobei sich erst bei höherem Druck ein Einfluß darauf feststellen läßt, jedoch verlaufen die Schwingungen nicht nur sinusförmig, sondern enthalten außer Grundwellen auch Oberwellen höheren Grades.

Die Geräuschminderung infolge Magnetostriktion läßt sich auch mit einer Senkung der Kerninduktion erreichen, was jedoch, wie schon erwähnt, wirtschaftlich nicht zu vertreten ist.

Noch viele Versuche werden notwendig sein, um den den heutigen Anforderungen gerechten Transformator zu bauen, denn die Kundenwünsche sind so verschiedenartig, daß es schwer ist, einen Normaltyp herauszubringen, der möglichst viele Variationen zuläßt. Doch so vorteilhaft, wie sich der Kunde nach der eingangs erwähnten Rentabilitätsberechnung einen Kauf des Transformators berechnet, genau so, ja mit peinlichster Genauigkeit, müssen Berechner und Konstrukteure ihre Chancen nützen, die die moderne Wirtschaft ihnen mit ihrem Angebot an Material und Maschinen bietet, um mit möglichst wenig Aufwand bei größter Betriebssicherheit ein Höchstmaß zu erreichen.

Gerade die kommenden Jahre werden große Anstrengungen mit sich bringen, um auf dem Weltmarkt mit anderen Firmen konkurrenzfähig zu bleiben. Die Erprobung neuer Materialien, vor allem auf dem Kunststoffsektor, wird eine vordringliche Aufgabe sein.

Ersatzschaltung zur Ermittlung der Stromverdrängung eines Rundleiters

Von H. NACKE, Braunschweig

DK 538.542 : 621.3.012.8

1) Einleitung

Die bekannte mathematische Lösung für die Stromverdrängung in Rundleitern führt zwar mit den bekannten Formeln einfacher und genauer zu einem Ergebnis und zur Berechnung der gewünschten Beiwerte. Einen besseren Einblick in die physikalischen Verhältnisse, in die unterschiedliche Stromverteilung und Phasenlage der Schichtströme und die damit verbundene Erhöhung der Wirkverluste gibt das nachfolgende Näherungsverfahren, das auch bei Röhrenleitern anwendbar ist.

Die abgeleitete Ersatzschaltung gestattet außerdem eine Nachbildung mit entsprechenden Widerständen bzw. einfach im Analogrechner. An dieser Ersatzschaltung läßt sich der Stromverlauf bei beliebigen Stromkurven und Schaltvorgängen in den einzelnen Leerschichten experimentell ermitteln.

2) Ableitung der Ersatzschaltung

Der Rundleiter (Abb. 1) wird z. B. in sechs flächengleiche konzentrische Rohrleiter, sogenannte Teilleiter wie in Abb. 1, aufgeteilt. Jeder Teilleiter sei durch eine unendlich dünnwandige Röhre mit dem mittleren Durchmesser und mit dem Wirkwiderstand des Rohrleiters ersetzt. Durch diese Unterteilung ist eine Trennung der Leiter von den Induktionsflüssen (Teilflüsse) erreicht, die in den Räumen zwischen ihnen mit ihrem konzentrischen Feldlinienverlauf hindurchtreten. Sämtliche Teilflüsse sind mit allen umschlossenen Teilleitern verkettet.

Zum Aufbau der Ersatzschaltung beginnt man beim mittelsten Teilleiter 1. Er hat den Querschnitt $Q = \pi r_1^2$. Dieser Querschnitt wird bei entsprechender Stufung der Radien auch bei den anderen Teilleitern beibehalten, so daß sie alle den gleichen ohmschen Widerstand haben. Somit ergeben sich die Radien r_1, r_2, r_3 usw.

$$Q = \pi r_1^2 = \pi (r_2^2 - r_1^2) = \pi (r_3^2 - r_2^2) \dots$$

$$r_2 = \sqrt{2} \cdot r_1; \quad r_3 = \sqrt{3} \cdot r_1; \quad r_4 = \sqrt{4} \cdot r_1 \text{ usw.}$$

Der ohmsche Widerstand eines Teilleiters ist demnach

$$R_t = \frac{l}{\kappa \cdot Q} \quad (1)$$

$$R_t [\Omega]; \quad l [\text{m}]; \quad \kappa \left[\text{S} \frac{\text{m}}{\text{mm}^2} \right]; \quad Q [\text{mm}^2].$$

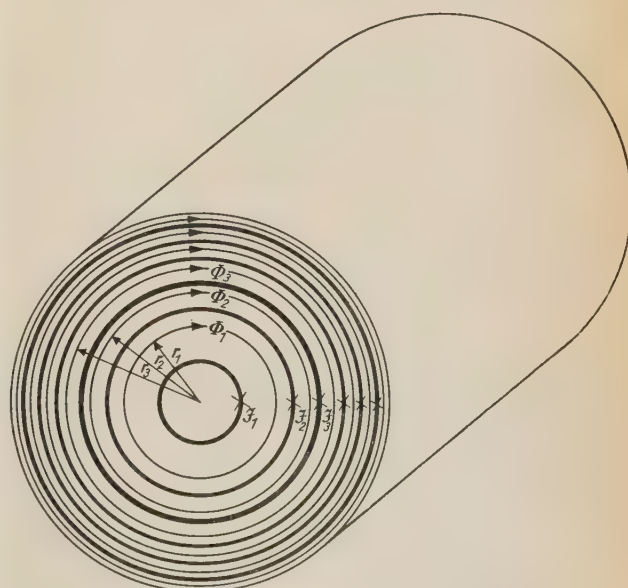


Abb. 1. Aufteilung eines Rundleiters in konzentrische Rohrleiter

Fließt in dem mittleren Teilleiter ein Wechselstrom, so ruft dieser Strom einen den Leiter umschließenden magnetischen Teilfluß Φ_1 zwischen Teilleiter 1 und 2

hervor, der mit dem Leiter 1 verkettet ist. Die mittlere Länge der Feldlinien ist $b_1 = 2\pi \cdot r_1$ bzw. allgemein $b_x = 2\pi \cdot r_x$.

Der Fluß errechnet sich aus der Gleichung:

$$\Phi_1 \approx I_1 \cdot \sqrt{2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{h \cdot 1}{b} \approx I_1 \cdot \sqrt{2} \cdot \mu_0 \cdot \frac{h_1}{2\pi \cdot r_1} \cdot 1$$

$$h_1 = \frac{r_2 - r_1}{2} - \frac{r_1}{2};$$

$$\text{allgemein } h_x = \frac{r_{(x+1)} - r_x}{2} - \frac{r_x - r_{(x-1)}}{2}.$$

Die in Leiter 1 vom Teilfluß 1 induzierte Spannung ist

$$U_{x1} = \frac{2\pi}{\sqrt{2}} \cdot f \cdot \Phi_1 \approx 2\pi \cdot f \cdot \mu_0 \cdot \frac{h_1 \cdot 1}{b_1} I_1 \approx 2\pi \cdot f \cdot L_1 \cdot I_1.$$

Die Induktivität L_1 des Teilleiters 1 bzw. allgemein L_x eines Flußdurchtrittsraumes und der induktive Blindwiderstand sind:

$$L_x \approx \mu_0 \cdot \frac{h_x \cdot 1}{b_x} \quad (2)$$

$$X_x = 2\pi \cdot f \cdot L_x. \quad (3)$$

Im Gegensatz zu den ohmschen Widerständen sind die induktiven Blindwiderstände unterschiedlich. Sie müssen für jeden Teilleiter gesondert berechnet werden. Von Bedeutung ist das Verhältnis $C_x = X_x/R_t$.

Mit der induktiven Wirkung im Raum zwischen Leiter 1 und 2 stellt also der Leiter 1 eine Reihenschaltung von R_t und X_1 dar (Abb. 2). Der Teilleiter 2 liegt an

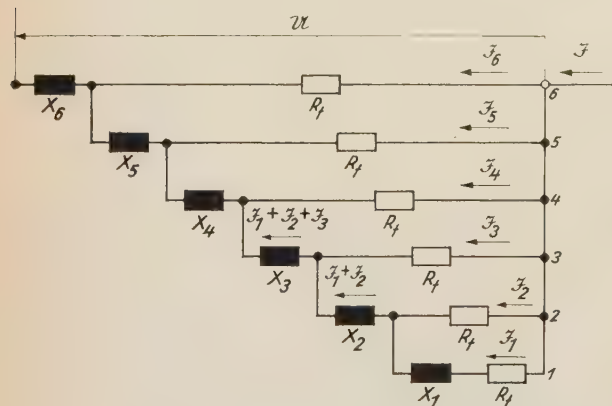


Abb. 2. Ersatzschaltung für den Rundleiter von Abb. 1

der Grenze, also außerhalb des Induktionsflusses Φ_1 . Er liegt als Wirkwiderstand R_t an den Klemmen der bisherigen Ersatzschaltung des Teilleiters 1. Somit gilt die Spannungsgleichung:

$$\mathfrak{I}_2 \cdot R_t = \mathfrak{I}_1 \cdot (R_t + j X_1).$$

Der Teilstrom \mathfrak{I}_2 hat somit die Größe

$$\begin{aligned} \mathfrak{I}_2 &= \mathfrak{I}_1 \cdot \frac{R_t + j X_1}{R_t} = \mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_1 \cdot j \frac{X_1}{R_t} = \\ &= \mathfrak{I}_1 (1 + j C_1) \quad (4) \\ C_1 &= \frac{X_1}{R_t}. \end{aligned}$$

Teilleiter 1 und 2 sind gemeinsam mit dem Teilfluß Φ_2 verkettet, der von $\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2$ erregt wird. Dieser

gemeinsame Fluß bedeutet für beide Teilleiter eine induktive Spannung, was in der Ersatzschaltung berücksichtigt wird, indem der Blindwiderstand X_2 in Reihe an die bisherige Parallelschaltung anzufügen ist. Der Widerstand R_t des Teilleiters 3 wird wieder zu der Schaltung parallelgeschaltet:

$$\mathfrak{I}_3 \cdot R_t = \mathfrak{I}_2 \cdot R_t + (\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2) j X_2$$

$$\mathfrak{I}_3 = \mathfrak{I}_2 + (\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2) \cdot j \frac{X_2}{R_t} = \mathfrak{I}_2 + (\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2) j C_2. \quad (5)$$

Nach dieser Vorschrift wird die Ersatzschaltung von Teilleiter zu Teilleiter zu Ende geführt (Abb. 2).

Zu bemerken ist, daß die ohmschen Widerstände alle gleich sind, die Blindwiderstände dagegen alle verschieden. Ihr Wert nimmt vom Mittelpunkt des Leiters nach außen ab. Der letzte Blindwiderstand X_6 ist ungefähr nur halb so groß wie der vorhergehende, da für den letzten Teilfluß nur noch ein halber Durchtrittsquerschnitt in Frage kommt (Abb. 1). Die Verhältniszahlen $C_x = X_x/R_t$ (Blindwiderstand zu ohmschen Widerstand), die für die Zeichnung der Zeigerdiagramme von Bedeutung sind, ändern sich entsprechend den Blindwiderständen.

3) Zeigerdiagramm

An Hand der Ersatzschaltung läßt sich das Zeigerdiagramm aufstellen. Durch den unteren Teilleiter möge der Strom \mathfrak{I}_1 fließen. \mathfrak{I}_1 wird als Zeiger von beliebiger Einheitslänge aufgetragen (Abb. 3). Gemäß (4) erhält man \mathfrak{I}_2 durch Anfügen der um 90° gegen \mathfrak{I}_1 vorgedrehten Strecke $\mathfrak{I}_1 \cdot j \cdot C_1$ an \mathfrak{I}_1 . Man bildet die Zeigersumme $\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2 = \mathfrak{I}_{1+2}$. Gemäß der Bestimmungsgleichung (5) $\mathfrak{I}_3 = \mathfrak{I}_2 + j (\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2) \cdot C_2$ erhält man \mathfrak{I}_3 durch Anfügen der um 90° gegen $\mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2$ vorgedrehten Strecke $j \cdot \mathfrak{I}_{1+2} \cdot C_2$ an \mathfrak{I}_2 . Nach dieser Vorschrift schreitet man von Teilstrom zu Teilstrom fort und erhält auf diese Weise sämtliche Teilströme und als Zeigersumme den Gesamtstrom $\mathfrak{I} = \mathfrak{I}_1 + \mathfrak{I}_2 + \mathfrak{I}_3 + \mathfrak{I}_4 + \mathfrak{I}_5 + \mathfrak{I}_6$. Zur Konstruktion des Zeigerdiagramms ist lediglich die Kenntnis der Verhältniszahl $C_x = X_x/R_t$ notwendig.

Das Diagramm der Teilströme ist aber zugleich in entsprechendem Maßstab ein Spannungsdiagramm, wenn man nur alle Größen mit R_t erweitert, z. B. die Teilspannung $U_x = I_x \cdot R_t \sim I_x$. Der Abschlußzeiger, in Abb. 3 mit U gekennzeichnet, ist dann die Gesamtspannung, die an der Ersatzschaltung liegt. Die Stromsumme stellt den Gesamtstrom I dar.

Aus dem Stromdiagramm erkennt man die Phasenverschiebung der einzelnen Schichtströme und ihre Zunahme zur Leiteroberfläche (Stromverdrängung). Die algebraische Stromsumme ist größer als die geometrische, was neben der Zunahme der Stromdichte zur Oberfläche eine Vergrößerung der Verluste bedeutet. Man kann allgemein das Diagramm auswerten mit dem Ansatz:

$$K_R = \frac{\sum_{x=1}^{x=n} I_x^2 \cdot R_t}{I^2 \cdot R_t/n} \quad (n\text{-fache Unterteilung}) \quad (6)$$

und auf diese Weise auch den Faktor für die Widerstandserhöhung aus den Einzelverlusten bestimmen. Im folgenden Abschnitt sei aber ein einfacheres Verfahren für die Auswertung angegeben.

Rundschau

Physik

DK 621.386.82.081.4

Zur Absolutmessung des Röntgen. Von W. HÜBNER, Braunschweig.

Die Frage nach einer physikalisch meßbaren Größe, auf die die biologischen Wirkungen der ionisierenden Strahlen bezogen werden können, und nach einer Einheit für diese, kurz mit „Dosis“ bezeichnete Größe hatte zu der ursprünglich von BEHNKEN und JAEGER [1] gegebenen Definition der Einheit „Röntgen“ geführt. In der derzeitigen Fassung [2] sind leider immer noch die Definitionen von Größe und Einheit in einer auch sonst in der Physik nicht üblichen Weise unübersichtlich vermischt.

In der deutschen Norm DIN 6809 [3], die durch Zusammenarbeit verschiedener Gremien entstanden ist, sind u. a. die folgenden Definitionen für die auf der Messung der Luftionisation beruhenden Dosisgrößen [4] angegeben:

1. Die Ionendosis J einer ionisierenden Strahlung ist der Grenzwert des Quotienten aus der elektrischen Ladung ΔQ eines Vorzeichens der Ionenpaare, die in einem Luftvolumenelement von der Masse $\Delta m = \varrho_L \cdot \Delta v$ (Δv Volumen, ϱ_L Dichte der Luft) durch die Strahlung unmittelbar oder mittelbar erzeugt werden und der Masse Δm :

$$J = \frac{\Delta Q}{\Delta m} = \frac{1}{\varrho_L} \cdot \frac{\Delta Q}{\Delta v}$$

2. Die Standard-Ionendosis J_{st} ist die Ionendosis einer Röntgen- oder Gammastrahlung bei Elektronengleichgewicht in Luft:

$$J_{st} = \left(\frac{\Delta Q}{\Delta m} \right)_{st} = \frac{1}{\varrho_L} \left(\frac{\Delta Q}{\Delta v} \right)_{st}$$

Elektronengleichgewicht in einem Material bedeutet, daß die in dem Volumenelement Δv von allen es durchsetzenden Sekundärelektronen abgegebene Energie gleich derjenigen Energie ist, welche die in Δv durch die Röntgen- oder Gammastrahlung gebildeten Sekundärelektronen auf ihrem gesamten Wege in dem Material abgeben.

3. Die Einheit der Ionendosis ist das „Röntgen“ (R)

$$1 \text{ R} = 2,58 \cdot 10^{-4} \frac{\text{Coulomb}}{\text{Kilogramm}} \left(\frac{\text{C}}{\text{kg}} \right)$$

$$\triangleq \frac{1}{1,293} \frac{\text{elektrostatische Ladungseinheiten}}{\text{Milligramm}} \left(\frac{\text{es E}}{\text{mg}} \right)$$

Die Vorzüge dieser Definitionen, die auch international zur Diskussion gestellt sind, werden erläutert: Trennung von Größe und Einheit, Zurückführung auf physikalisch meßbare Größen, Anschluß der Einheit an das Internationale Einheitensystem der Meterkonvention, Anwendbarkeit auf alle mittelbar oder unmittelbar ionisierenden Strahlen (außer Neutronen) ohne Einschränkung des Energiebereiches. Anschluß an die bisherige Definition des Röntgen mit Hilfe der Standard-Ionendosis und Beibehaltung des Zahlenwertes des „Röntgen“, das für beide Dosisgrößen als Einheit gilt.

Das zur Absolutmessung des „Röntgen“ durch Messung einer Standardionendosis grundsätzlich unverändert gebliebene Verfahren, das auf HOLTHUSEN [5] zurückgeht, wird an einer Parallelplattenkammer erläutert:

Die Ionisationskammer wird von einem durch eine Meßblende mit genau kalibriertem Durchmesser d begrenzten Strahlenbündel durchsetzt. Die in der Kammer gebildeten positiven und negativen Ionen werden durch die zwischen den Platten liegende Spannung, die groß genug sein muß, um Rekombination der Ionen zu vermeiden, auseinandergezogen und landen auf diesen Platten. Gemessen wird die Ladung Q der Ionen eines Vorzeichens, die auf die isolierte, von der geerdeten Schutzelektrode umgebene Meßelektrode

(Länge l) gelangen. Aus der Masse der Luft $\varrho_L \cdot V$ im Meßvolumen $V = \frac{\pi}{4} d^2 l$ ergibt sich die Standard-Ionendosis zu

$$J_{st} = \frac{1}{2 \cdot 58 \cdot 10^{-4}} \frac{Q}{V \cdot \varrho_L} \cdot k$$

Es wird gezeigt, an welchen Stellen Elektronengleichgewicht in der Kammer herrschen muß und wodurch es erzielt wird. Die Bedingungen, die an die Kammer, an die elektrische Feldverteilung und an das Kompensations-Ladungsmeßverfahren [6], [7] zu stellen sind, werden zusammengestellt, und die Korrekturen k , die an dem Meßergebnis anzubringen sind, um aus den gemessenen Werten die Standard-Ionendosis zu erhalten, werden erwähnt [8].

(Elektronik, 8. Jg. [1959], Nr. 8, S. 243 ... 244, 1 Abb.)

Schrifttum

[1] BEHNKEN, H., und R. JAEGER: Zeitschr. f. techn. Phys., 7. Jg. (1926), S. 563.

[2] Report of the International Commission on Radiological Units and Measurements (ICRU), 1956. National Bureau of Standards, Handbook 62.

[3] DIN 6809 (1958) Röntgen- und Gammastrahlen in Medizin und Biologie, Regeln für die Dosimetrie. Beuth-Vertrieb GmbH.

[4] FRÄNZ, H., und W. HÜBNER: Strahlentherapie (1957), S. 590.

[5] HOLTHUSEN, H.: Fortschr. Röntgenstr., 26. Jg. (1919), S. 213.

[6] JAEGER, R.: Arch. Techn. Messen 1940 (V 3211-1).

[7] HÜBNER, W.: Elektrotechn. Zeitschr., 75. Jg. (1954); S. 529; Strahlentherapie, 96. Jg. (1955), S. 461.

[8] RAJEWSKY, B., E. BUNDE, M. DORNEICH, D. LANG, A. SEWKOR, R. JAEGER und W. HÜBNER: Darstellung, Wahrung und Übertragung der Einheit der Dosis für Röntgen- und Gammastrahlen mit Quantenenergien zwischen 3 keV und 500 keV. Regeln zur Standard-Dosimetrie. Physikalisch-Technische Bundesanstalt, Braunschweig, 1955.

Elektrizitätswirtschaft

DK 621.311.161.072.6/8 : 621.316.726/728

Der Aufbau des europäischen Verbundnetzes unter dem Gesichtspunkt der Frequenz-Leistungsregelung. Von H. GRANER, Stuttgart.

Der Betrieb des europäischen Verbundnetzes soll nach übereinstimmendem Beschluß aller Beteiligten nach dem Netzkennlinienverfahren erfolgen. Noch nicht endgültig geklärt ist die Frage, welche Ausführungsart des Netzkennlinienverfahrens angewendet werden soll. Dabei kommt es darauf an, allen Partnern, obwohl ihre Netze technisch-physikalisch eine neue, höhere Einheit bilden, doch mögliche Selbständigkeit und Unabhängigkeit zu lassen, ohne daß eine übergeordnete Organisation notwendig wird. Jeder soll innerhalb des gemeinsamen Rahmens den Betrieb nach seinen Bedürfnissen gestalten können. Die dazu erforderlichen Einrichtungen sollen innerhalb der politischen Grenzen Eigentum der zuständigen Netzgesellschaften sein und von ihnen betrieben werden.

Für einen derartigen Aufbau des europäischen Verbundnetzes bieten sich eine Reihe von Möglichkeiten, von denen nacheinander sieben besprochen werden:

1. Vermaschter Zusammenschluß aller Teilnetze (Netze der einzelnen Länder oder Netzgesellschaften), Messung der Übergabeleistungen an den Grenzen und Summierung zu Austauschleistungen (Ein- und Ausfahren der Teilnetze);

Regelung der Austauschleistungen zusammen mit der Netzfrequenz.

Nachteile: Leistungsaustausch zwischen zwei Netzen berührt auch andere Netze, wodurch die Übersicht und die Abrechnung erschwert werden. Die Meßstellen müssen der Kosten wegen in die letzten Umspannstellen diesseits und jenseits der Grenzen gelegt werden, womit fremdes Gebiet in Anspruch genommen wird.

2. Wie bei dem 1. Fall, jedoch Aufteilung der einzelnen Übergabestellen in jeweils zwei Meßstellen am Anfang und am Ende der Kuppelleitungen. Angenäherte Erfassung der Verluste in diesen Leitungen, gegebenenfalls durch zusätzliche Strom- und Spannungsmessungen. Entsprechende Einstellung der Netzkennlinien, um die Verluste zu verteilen, was jedoch kaum mit genügender Genauigkeit gelingen wird.

3. Anwendung des „Netzkennlinienverfahrens bei unvollständiger Netzaufteilung“. Wie beim vorigen Verfahren werden die Verluste durch entsprechende Kennlinieneinstellung annähernd auf die beteiligten Partner verteilt. Außerdem wird eine Gangregelung überlagert, die bei allen Teilnetzen die Netzkennlinien langsam so verschiebt, daß die restlichen Verluste von allen zu gleichen Teilen übernommen werden und die Frequenz auf dem Sollwert gehalten wird. Auch bei diesem wie bei den beiden vorigen Verfahren bleibt der Nachteil, daß die Teilnetze, besonders die zentral gelegenen, von fremden Energieströmen durchflossen werden und sie für diese die Verluste aufbringen müssen.

4. Ein Ausweg wäre der Verzicht auf die Vermaschung der Netze und die Schaffung eines Sternpunktes, etwa in der Schweiz.

Nachteile: Nicht für alle Netze und nicht streng durchführbar, da mit Ausnahme eines Netzes alle übrigen fremdes Gebiet mit in Anspruch nehmen müssen. Geringere Sicherheit und größere Verluste als bei Netzvermaschung.

5. Ein Netz übernimmt als „Primnetz“ die Frequenzhaltung, d. h. es stellt seine Netzkennlinie waagrecht. Die übrigen Netze sind mit diesem Netz betriebsmäßig jeweils nur über eine Leitung verbunden und regeln einseitig die darin fließende Übergabeleistung nach einer Netzkennlinie ein.

Nachteile: Es wird nicht leicht sein, eine Einigung darüber zu erzielen, welches Netz „Primnetz“ werden soll. Unsymmetrisches und daher nicht voll befriedigendes Arbeiten der Netzkennlinienregler. Geringere Sicherheit und größere Verluste wegen der fehlenden Vermaschung.

6. Das französische und das deutsche Netz bilden zusammen einen Block, indem sie nach Netzkennlinien zusammenarbeiten. Alle übrigen Netze sind mit je einer Leitung an den Block angeschlossen und regeln nach Netzkennlinien.

Nachteile: Wegen ihrer Unsymmetrie ist auch diese Lösung zwar nicht ideal, doch kommt sie praktisch in Betracht, weil eine vollkommene Symmetrie wegen der sehr ungleichen Größe der Teilnetze sowieso nicht zu erreichen ist und die bisherige Entwicklung sich in dieser Richtung bewegt.

7. Aufspaltung des 380-kV-Netzes, von dem vorausgesetzt wird, daß es, von den Ausläuferleitungen abgesehen, überall mit zwei Drehstromsystemen je Mast belegt wird, in ein durchgeschaltetes Kontinentalnetz und betriebsmäßig getrennte, d. h. an den Netzgrenzen offene, Nationalnetze. Diese sind mit dem Kontinentalnetz für gewöhnlich nur an einer Stelle gekuppelt, können aber auch an mehreren Stellen angeschlossen werden. Vollkommen symmetrische Behandlung aller Netze möglich. Das Kontinentalnetz bildet gewissermaßen eine gemeinsame Sammelschiene oder einen gemeinsamen Sammelring, in dem sich der internationale Leistungsaustausch vollzieht, ohne daß durch ihn die Nationalnetze in Mitleidenschaft gezogen werden. Die Verluste im Sammelring werden, wie oben schon beschrieben, nach dem „Netzkennlinienverfahren bei unvollständiger Netzauf-

teilung“ durch entsprechende Einstellung der Netzkennlinien und durch eine Gangnachregelung auf die Partner so verteilt, daß jeder angenähert die von ihm verursachten Verluste deckt.

Anschließend hieran wird in dem Aufsatz unter der Voraussetzung, daß die letzte der sieben besprochenen Möglichkeiten angewendet wird, an dem Beispiel eines aus vier Netzen A bis D bestehenden Netzverbandes gezeigt, welche Freiheiten die einzelnen Netze dabei in bezug auf die Wahl der Regelungsart noch besitzen. Das Netz A hat einen zentralen Netzgangkennlinienregler und eine Anzahl über das gesamte Netzgebiet verteilte Regelmaschinen(gruppen), die mittels einer Führungsgröße ferngesteuert und dadurch jeweils regeltechnisch zu einer Einheit zusammengefaßt werden. Das Netz B besteht aus mehreren Landesteilnetzen mit je einem Netzgangkennlinienregler, die sowohl den Leistungsaustausch zwischen den Landesteilnetzen als auch den des ganzen Nationalnetzes mit den andern Nationalnetzen regeln. Das Netz C wird ebenfalls aus mehreren Landesteilnetzen mit je einem Doppel-Netzgangkennlinienregler gebildet, die sowohl den Leistungsaustausch zwischen den Landesteilnetzen als auch den mit den übrigen Nationalnetzen auf den vorgeschriebenen Sollwerten halten; einer dieser Regler kann zum Schluß für die Einhaltung der Nationalnetzübergabe verantwortlich gemacht werden, während die andern sich auf die Einhaltung der internen Austauschleistungen zurückziehen. Das Netz D arbeitet nach der Torsions- oder Verwindungsregelung, einer Abart der Drehungsregelung (Richtvektorregelung), die sich besonders für einheitlich verwaltete Netze eignet.

Für alle diese Regelverfahren werden an Hand von Blockschaltbildern die Regeleinrichtungen kurz beschrieben. Schließlich werden noch verschiedene Schaltungen für den Anschluß der Nationalnetze an das Kontinentalnetz angegeben, bei denen mit Rücksicht auf die Betriebssicherheit nicht nur eine, sondern mehrere Kuppelstellen für jedes Nationalnetz vorgesehen sind und trotzdem durch geeignete Maßnahmen erreicht wird, daß die Nationalnetze vom internationalen Leistungsaustausch nur verhältnismäßig wenig berührt werden.

(ETZ-A, Bd. 80 [1959], H. 11, S. 336...343, 7 Abb., 38 Qu.)

Elektrische Maschinen

DK 621.313.333.04 : 621.71 : 51

Die Dimensionierung von Asynchronmotoren mit Hilfe von Analogierechenmaschinen. Von W. GÜTTINGER, Nieder- teufen, Schweiz.

Während die Verwendung von Analogierechengeräten für die Dimensionierung geschlossener Antriebssysteme weit verbreitet ist, wird dieses Hilfsmittel für die Berech-

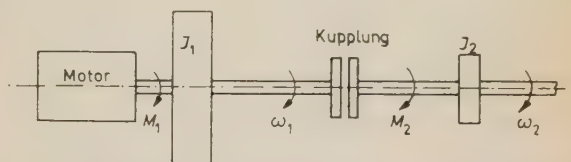


Abb. 1. Antriebssystem, bestehend aus Asynchronmotor, Schwungrad, Kupplung und das zu beschleunigende System

M_1 Antriebsmoment
 M_2 Moment auf der rechten Kupplungshälfte
 J_1 Schwungrad
 J_2 Trägheitsmoment
 ω_1 Winkelgeschwindigkeit des Schwungrades
 ω_2 Winkelgeschwindigkeit der rechten Kupplungshälfte

nung von Asynchronmotoren noch wenig verwendet. Da auf den Analogierechengeräten einerseits dynamische Vorgänge simuliert werden können, andererseits auch beliebige Kurven, wie der Zusammenhang zwischen Drehzahl und Verlusten oder die Drehmoment-Drehzahl-Charakteristik

einer Asynchronmaschine, nachgebildet werden können, liegt es nahe, auch zu diesem Zweck in vermehrtem Maße solche Maschinen zu verwenden.

Als Beispiel dient ein Antriebssystem, bei welchem auf der Motorseite einer Kupplung sich ein Schwungrad befindet und auf der anderen Seite rotierende Massen zu beschleunigen sind. Beim Einkuppeln wird die Welle auf der

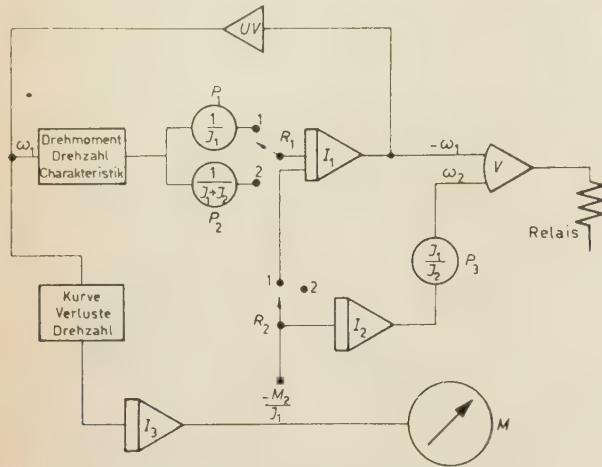


Abb. 2. Rechenschema

I_1, I_2, I_3 Integratoren
 UV Umkehrverstärker
 V Gleichspannungsverstärker
 P_1, P_2, P_3 Potentiometer
 M Voltmeter
 J_1, J_2 Trägheitsmomente

Antriebsseite gebremst, während sie auf der angetriebenen Seite beschleunigt wird. Wird die Reibung vernachlässigt, so wird anschließend das System beschleunigt bis zu dem Moment, in welchem die Kupplung wieder losgelassen wird.

In Abb. 1 ist schematisch das Antriebssystem dargestellt, während Abb. 2 das Analogierechenschema zeigt.

Da sowohl auf dem Rechengertät wie im natürlichen System dieselben Differentialgleichungen der Beschleunigung vorkommen, lassen sich folgende Aufgaben damit lösen:

1. Ermittlung der notwendigen Motorleistung,
2. Dimensionierung des Schwungrades,
3. Ermittlung des notwendigen Kupplungsdrehmomentes,
4. Berechnung eventueller Lastspitzen auf das Netz,
5. Auswahl der günstigsten Drehmoment-Drehzahl Charakteristik.

Selbstverständlich lassen sich auf dem Gerät auch noch weitere Einflüsse simulieren, wie z. B. der Einfluß der Reibungsverluste, Deformationsarbeit oder Exzentrizität einer Presse usw.

(Bull. SEV. Bd. 50 [1959], Nr. 20, S. 976 ... 978, 3 Abb.)

Meßtechnik

DK 531.7 : 658.564

Automatisierung im Lehren und Messen. Von K. KRANZ, Bielefeld.

In der automatischen Fertigung haben die Lehren und Meßgeräte eine wichtige Aufgabe erhalten. Zunächst haben sie oft die Impulse für das Regeln und Steuern von Werkzeugmaschinen und anderen Teilen abzugeben. Damit hängt von diesen Geräten der störungsfreie Ablauf dieser meist sehr teuren Fertigungsanlagen ab. Sie bestimmen ferner in hohem Maße die Qualität der hergestellten Werkstücke. Die hohen Anlagekosten der automatischen Fertigung stellen an die Betriebssicherheit der Meßzeuge beson-

ders hohe Anforderungen, obwohl sie dort oft harten Betriebsbedingungen durch Späne und Feuchtigkeit unterworfen sind. Die Entwicklung der Meßzeuge ist außer durch die Automatisierung durch die weiter steigenden Ansprüche an höhere Qualität der Maschinenteile gekennzeichnet, die sich z. B. durch engere Toleranzen der Maße und durch höhere Formgenauigkeit ausdrückt. Diese führen immer mehr zu tastenden und anzeigenden Geräten an Stelle von Lehren, da sie die Toleranzbereiche besser ausnutzen, objektiver und fehlerfreier arbeiten und außerdem die zahlenmäßige Abweichung vom Sollmaß liefern. Die gesteigerten Genauigkeitsansprüche, die sich auch auf Fluchtungsfehler, Schlag, Rauigkeit, Lochabstände und Formfehler beziehen, drohen durch größeren Meß- und Prüfaufwand die Herstellungskosten noch mehr zu erhöhen. Dies zu vermeiden, ist oft eine schwierige Aufgabe. Ihre Lösung bei großen Stückzahlen erfolgt

1. durch statistische Qualitätskontrollen,
2. durch Auslesen von Teilen mit kleineren Maßunterschieden aus einer größeren Toleranz,
3. durch Mehrfachprüfgeräte und Meßautomaten,
4. durch Messung oder Kontrolle durch die Werkzeugmaschine selbst während, nach oder vor der Bearbeitung bzw. automatisch innerhalb der Fertigungsstraße.

Die letzte Lösung eignet sich besonders für die am weitesten getriebene Automatisierung, während sich die anderen auch für ihre Zwischenstufen anwenden lassen.

Die statistischen Prüfmethoden legen nach der Wahrscheinlichkeitsrechnung mathematisch exakt Stichproben fest, stellen Häufigkeitskurven auf, um beispielsweise danach Automaten einzurichten, und verfolgen die Veränderungen der Maße mit der Zeit, um danach die Werkzeuge beizustellen und auszuwechseln. Diese statistischen Arbeiten werden durch verschiedene Geräte erleichtert, angefangen von einfachen Zählwerken für jede Toleranzgruppe bis zu Sortierautomaten, die gleich die Häufigkeitskurven aufzeichnen. Die meisten Feintaster werden heute so geliefert, daß sie sich mittels Unterteilung der Toleranz für die statistische Arbeit eignen.

Das Ausleseverfahren hat sich besonders im Wälzlagerbau bewährt. Lassen sich doch so Teile mit fast beliebig kleinen Maßunterschieden zu Klassen wirtschaftlich sortieren, zu denen dann die entsprechenden Gegenstücke ausgelesen werden. Einfache Körper, wie Kugeln und Zylinder, lassen sich in einfachen Geräten automatisch sortieren. Andere werden in Meßautomaten elektrisch, pneumatisch usw. abgetastet und danach werden durch Steuerung des Tasters verschiedene Klappen geöffnet. Solche Meßautomaten trennen die Werkstücke gleichzeitig nach Gut, Ausschuß und Übermaß. Im Gegensatz zur statistischen Qualitätskontrolle werden hier alle Werkstücke geprüft.

Die Mehrfachprüfgeräte prüfen die Maße an den verschiedensten Stellen der Werkstücke gleichzeitig, z. B. an Kurbelwellen 32 Maße. Sie sparen nicht nur hochwertige Prüfzeit, sondern es wird vor allem nicht ein Maß vergessen. Solche Geräte lassen sich auch universell mittels Taster und Lehren, z. B. den Cordo-Fallehren, zusammenstellen. Bei sehr großen Stückzahlen lohnen sich Mehrfachprüfautomaten, die speziell für ein Werkstück gebaut werden. Bei Abweichungen von den Toleranzen leuchten Signallampen in einer Übersichtszeichnung auf und sortieren dementsprechend die Werkstücke. In einem Sichtgerät der Fa. Hommel-Mannheim erscheinen die Maßabweichungen graphisch als Abweichungen von einer horizontalen Nulllinie im Bildschirm. In Deutschland werden Prüfautomaten bevorzugt, die sich nach dem Baukastensystem leicht umbauen lassen oder für verschiedene Größen unter sich ähnlicher Werkstücke geeignet sind, mehrere Maße aber gleichzeitig prüfen. Durch die Entwicklung elektronischer Tastgeräte sind auch schwierige Formprüfungen, z. B. an ovalen Kolben der Kraftfahrzeugindustrie, in laufender automatischer Mehrfach-

prüfung möglich (Fa. Herman Gerhardt, Schwenningen/Neckar). Hommel läßt Drehteile in Umfangs- und Längsteilung abtasten und die Meßwerte selbsttätig in Kurvenform aufzeichnen.

Durch Kontrollgeräte in der Werkzeugmaschine oder im Werkzeug wird der Ausschuß nicht nur festgestellt, sondern unabhängig vom Werkzeugverschleiß ganz vermieden. Bei Schleifarbeiten tasten z. B. diamantbestückte Taster die Werkstücke ab und schalten die Maschine ab oder veranlassen den Wechsel gegen ein neues Rohteil. Dabei können die Maße genauer und sicherer eingehalten werden als bei Handmessung. Pneumatische Taster haben sich dabei besonders bewährt, wobei mittels Hochdrucks auch berührungslos gemessen werden kann. Eine Honahle mit eingebauter Meßeinrichtung, System Renault-Solex, tastet die gerade gehonte Oberfläche ab und schaltet die Honmaschine bei Erreichen des Fertigmaßes ab. Dadurch fallen die zeitraubenden Zwischenmessungen beim Honen weg. Die Schaudt-Innenschleifmaschine schleift nach einem Gegenstück so passend, wie es kaum handwerksmäßig möglich wäre. Der Pittler-Drehautomat tastet den Drehdurchmesser ab, bevor ein Feingewinde dort gerollt wird, so daß es weder zu stark noch zu schwach ausfällt.

(Automatik, 4. Jg. [1959], H. 6, S. 185...189, 15 Abb.)

Werkstoffe

DK 672.6 : 678.5/8

Ketten aus Kunststoff

Im Erfahrungsaustausch der VDI/AWF-Fachgruppe Förderwesen wurde über die Entwicklung von Kunststoffketten berichtet. Ketten aus Kunststoff sind wegen ihrer besonderen Eigenschaften und des geringeren Gewichtes für bestimmte Einsatzverhältnisse sehr geeignet:

Eine 10-mm-Stahlkette mit 35 mm Teilung wiegt bei einer Tragfähigkeit von 1 000 kg . . . 2,05 kg/m;
eine 10-mm-Kunststoffkette wiegt bei einer Tragfähigkeit von 400 kg . . . 0,46 kg/m;
umgerechnet wiegt damit eine Kunststoffkette mit einer Tragfähigkeit von ebenfalls 1 000 kg . . . 1,15 kg/m.

Hierbei ist die Nutzlast der Stahlkette mit $\frac{1}{4}$, die der Kunststoffkette nur mit $\frac{1}{6}$ der Bruchlast angegeben; es wird aber erwartet, daß in absehbarer Zeit auch die Nutzlast von Kunststoffketten mit $\frac{1}{4}$ Bruchlast angesetzt werden kann, wodurch sich eine weitere Verbesserung des Gewichtsverhältnisses für die Kunststoffkette ergäbe.

Das Kettenglied aus Kunststoff besteht aus Schale und Kern. Für die Schale wird ein nicht verstärkter thermoplastischer Kunststoff — wie Polystyrol, Polyamid, Polycarbonat o. dgl. — verwendet, der Kern besteht aus glasfaserverstärktem Polyester- oder Epoxydharz. Die Zerreißfestigkeit der unverstärkten Harze liegt zwischen 3,5 und 7 kp/mm², und die der glasfaserverstärkten Stäbe dagegen bei 50 und mehr kp/mm².

Ketten aus Kunststoff sind in hohem Maße korrosionsbeständig gegen Säuren und Laugen, sie sind elektrisch nicht leitend und unmagnetisierbar.

Die Festigkeit der Kettenglieder sinkt bei +80°C in trockener Luft um etwa 5...10%, nach 12stündigem Lagern in Wasser oder 20prozentiger Salzsäure bei Zimmertemperatur ebenfalls um 5...10%. Nach gleichlangem Lagern in diesen Flüssigkeiten sinkt die Festigkeit bei +80°C Temperatur aber auf etwa 50%.

Das Verhalten der Kunststoffkette bei tiefen Temperaturen ist vorzüglich: Bis zu Temperaturen von -50°C sollen weder Versprödung noch ein Absinken der Zerreißfestigkeit auftreten.

VDI/AWF-Fachgruppe Förderwesen

DK 620.22 : 623.454.91

„Raketen“-Werkstoff nun auch am deutschen Markt. Von H. HEINER, Krefeld.

Ein neuentwickelter Glasfaser-Kunststoff (Astrasil), der bislang nur in Großbritannien und in den USA hergestellt wird, wird noch in diesem Jahr von einem namhaften westdeutschen Unternehmen am inländischen Markt angeboten werden, und zwar von der Aachen-Gerresheimer Textilglas GmbH. (Gevetex, Düsseldorf, Jacobistraße). Neben dem Einsatz für Raketen soll dieser neue Werkstoff — aus einer Kombination von Quarzglasfaser und Phenolschichtstoff bestehend — u. a. für Schotten in Flugzeugen Verwendung finden. Für diese Zwecke soll besonders die deutsche Flugzeugbranche Interesse zeigen.

Da dieses, die Wärme schlecht leitende Material den wärmeleitenden Metallen in der Festigkeit überlegen ist, wird man auch zu neuen Erkenntnissen in der Bautechnik kommen.

Die z. Zt. interessanteste Anwendung ist aber die Weltraumforschung. Erstmals sind Originalproben eines sensationellen Versuches mit Flußstahl, rostfreiem Stahl und Astrasil auf der Düsseldorfer Kunststoffmesse ausgestellt. Raketen erreichen eine Geschwindigkeit von etwa 8,8 Mach: das entspricht der unvorstellbaren Geschwindigkeit von rund 10 000 km/h oder fast 3 km/s. Durch die Reibung in der Atmosphäre treten hierbei Temperaturen von etwa 2 500°C auf. Mit konventionellen Baustoffen kann man diese „Hitzemauer“ nicht durchbrechen. Fachleute haben nun das Verhalten der erwähnten Werkstoffe bei Einwirkung einer Flammentemperatur von 2 500°C, entsprechend der Stautemperatur bei 8,8 Mach, mit Sauerstoff-Azetylen-Brenner geprüft. Eine 13 mm starke Flußstahlplatte ist schon nach 5 min 26 s zerstört worden. Rostfreier Stahl widersteht dieser Hitze nur etwa 9 min 8 s. Da Astrasil sehr leicht ist, hält es die Hitze von 2 500°C etwa 15 mal länger aus als Flußstahl und kommt auf eine Zeit von 25 min 35 s, scheint also als Raketenhülle unter den zur Zeit bekannten Werkstoffen am besten geeignet zu sein.

Tagungen

DK 389.6(100) : 001.4 : 061.3.053.7

Arbeitstagung des ISO/TC 37 „Terminologie“

Auf Einladung des Deutschen Normenausschusses (DNA) hielt das *Technische Komitee ISO/TC 37 „Terminologie (Grundsätze und Koordination)“* der Weltnormungsorganisation (ISO) seine 4. internationale Tagung in Berlin, im Gebäude der Berliner Bank, ab.

Die Tagung fand vom 5. bis 14. Mai 1960 statt. Anwesend waren Delegationen aus Deutschland, England, Frankreich, Italien, den Niederlanden, Österreich und den Vereinigten Staaten von Nordamerika.

Durch Beobachter waren folgende internationale Fachorganisationen vertreten:

European Federation of National Association of Engineers (FEANI),
International Federation of Translators (FIT),
International Electrotechnical Commission (IEC),
International Statistical Institute (IISTAT),
International Organization of Legal Metrology (OILM),
Union of International Engineering Organizations (UATI).

Eine Anzahl anderer Länder, besonders die Mitgliedsländer Indien, Israel, Jugoslawien, Polen, Rumänien, die Sowjetunion und die Tschechoslowakei, sowie eine Reihe internationaler Fachorganisationen (besonders die UNESCO) konnten leider keine Vertreter entsenden. Sie hatten aber vor der Tagung positive Stellungnahmen auf schriftlichem Wege übermittelt.

Die Delegierten beschloßen einstimmig die Annahme einer Reihe grundlegender Dokumente. Diese sind das Ergebnis intensiver Beratungen sowohl während dreier vorhergehender Tagungen als auch im Rahmen dreier Arbeitsgruppen mit Sonderaufgaben.

Grundlage für die gesamte Arbeit waren die Erfahrungen des österreichischen Komitee-Sekretariats und die von diesem zusammengestellte umfassende Dokumentation, durch die Beschlüsse von absoluter Autorität möglich wurden.

Die von den Delegierten approbierten Entwürfe werden nun noch einer endgültigen schriftlichen Abstimmung innerhalb des Komitees ISO/TC 37 unterzogen. Zur Beschlußfassung gelangten folgende Dokumente:

Benennungsgrundsätze,
Wörterbuch der Terminologie,
Internationale Fachausdrücke,
Gestaltung mehrsprachiger Fachwörterbücher,
Gestaltung von Wörterbuchmanuskripten,
Gestaltung von Fundstellenzetteln,
Zeichen für Sprachen und Länder,
Wörterbuchzeichen,
Anleitung zur Ausarbeitung von Wörterbüchern.

Die behandelten Dokumente stellen ein organisches Ganzes dar und werden Fachorganisationen und Einzelpersonen das Studium über die Terminologie-Arbeit und den Umgang mit der Fachterminologie sowie die Ausarbeitung von Fachwörterbüchern wesentlich erleichtern.

Verschiedenes

DK 643.352.2 : 666.293

Farbiges Elektrogeschirr. Von H. HEINER, Krefeld.

Eine württembergische Metallwarenfabrik brachte jetzt ein neues farbiges Elektrogeschirr auf den Markt. Dieses Unternehmen, das seit kurzem in Riedlingen an der Donau (Württ.) über die modernste Kochtopffabrik Europas verfügt, teilte uns mit, daß es seinen Technikern gelungen

sei, ein besonders säure- und farbbeständiges weißes Innenemail zu entwickeln, das es bis jetzt auf dem Markt noch nicht gab. Das neue Geschirr, daß in blau-weißer Ausführung angeboten wird, ist mit einem Chromschüttbrand ausgestattet. Der 3-mm-Boden ist abgedreht und gewährleistet sparsamsten Stromverbrauch.

Nachrichten aus Industrie, Gewerbe und Wirtschaft

DK 621.039.572 : 629.19

Der SNAP-Versuchsreaktor

1 000 h war jetzt der SNAP-Versuchsreaktor ohne Unterbrechung in Betrieb, der von Atomics International für die US-Atomenergiekommision (AEC) zur Deckung des Eigenenergiebedarfes von Raumfahrzeugen entwickelt und gebaut wurde. Das ist die längste ununterbrochene Betriebsdauer, die bisher mit einem Hochtemperaturreaktor irgendeines bekannten Typs erzielt wurde. Der Versuch erfolgte unter den vorgesehenen Betriebsbedingungen bei einer Kühlmittelaustrittstemperatur von 650°C. Seit Betriebsbeginn im November 1959 erzeugte der Reaktor mehr als 100 MWh an Wärme.

Der SNAP-Versuchsreaktor ist der Prototyp eines kleinen Hochtemperaturreaktors von geringem Gewicht mit einer Leistung von 3 kWe. Seine Größe entspricht etwa der eines 20-l-Benzinkanisters, sein Gewicht beträgt ohne Abschirmung rund 100 kg. Er wurde im Rahmen des SNAP-Programmes (SNAP = Systems for Nuclear Auxiliary Power) der AEC entwickelt, durch das das Problem der Energieversorgung von Raumschiffen gelöst werden soll.

Ein kleiner Quecksilberdampf-Turbogenerator, von der Thompson Ramo-Wooldridge Inc. für den SNAP-Reaktor gebaut, wurde in einer Betriebsdauer von mehr als 2 100 h erfolgreich erprobt.

INTERATOM,

Internationale Atomreaktorbau GmbH,
Bensberg/Köln, Altes Schloß, Postfach

Vorschriften und Normen

DK 621.314.2.004.2 (436) : 621.318.42.004.2 (436)

DK 621.316.17.027.4.2 (436)

Neue Vorschriftenentwürfe

Die Fachausschüsse E „Errichtung und Betrieb elektrischer Anlagen“ und M „Elektrische Maschinen“ haben je einen neuen Entwurf als Teil der künftigen österreichischen Vorschriften ausgearbeitet.

ÖVE-E 1/Entwurf August 1960, Errichtung von Starkstromanlagen unter 1 000 V (zur Zeit gilt noch VDE 0100/VIII.44)

Der vorliegende Entwurf geht aus den in Kraft stehenden Vorschriften hervor, die überarbeitet und entsprechend den letzten Erkenntnissen novelliert wurden. Einige Abschnitte mußten im Originaltext übernommen werden und konnten nur eine redaktionelle Angleichung an die übrigen Bestimmungen erfahren. Aus den Runderlässen 1...12 des BM.f.H.u.W. wurden die entsprechenden Abschnitte eingebaut.

Der Entwurf beinhaltet die Vorschriften für die Errichtung von Starkstromanlagen unter 1 000 V und legt allgemeine Anforderungen für Bau- und Gerätevorschriften fest.

ÖVE-M 20/Entwurf August 1960

(zur Zeit gilt noch ÖVE-M 20/1953)

Der Entwurf geht aus den in Kraft stehenden Vorschriften hervor, die total überarbeitet und entsprechend den

letzten Erkenntnissen novelliert wurden. Er beinhaltet Bau- und Prüfvorschriften für Transformatoren und Drosselspulen, Kurzschlußdrosselspulen und Erdungsdrosselspulen mit Ausnahme der in der ÖVE-M 21/1959 behandelten Kleintransformatoren und Drosselspulen für Meßwandler und der Transformatoren auf Bahn- und anderen Fahrzeugen und für die in der ÖVE-M 22/1957 behandelten Schweißtransformatoren. Er entspricht den letzten, in den IEC-Dokumenten (Secretariat) 14 vorgeschlagenen Neufassungen der IEC-Publikation Nr. 76.

Die Entwürfe sollen in Kürze dem Bundesministerium für Handel und Wiederaufbau zur Inkraftsetzung vorgelegt werden. Es erscheint jedoch wünschenswert, vorher die Stellungnahme der Interessenten einzuholen. Da der Österreichische Verband für Elektrotechnik nur über eine beschränkte Anzahl von Entwürfen verfügt, werden die Interessenten ersucht, die gewünschten Entwürfe schriftlich oder fernmündlich im Sekretariat des ÖVE (Fernruf: 57 63 73 Serie) anzufordern. Stellungnahmen und Einsprüche sind bis 30. September 1960 an den Österreichischen Verband für Elektrotechnik (Elektrotechnischer Verein Österreichs), Vorschriftenstelle, Wien I, Eschenbachgasse 9, zu richten.

Vereinsmitglieder erhalten auf Wunsch je ein Exemplar der Entwürfe kostenlos, für weitere Abzüge und für die Ausgabe an Nichtmitglieder wird ein Unkostenbeitrag in der Höhe von S 5,— eingehoben.

Buchbesprechungen

DK 621.313.001.4 (048.1)

Die Prüfung elektrischer Maschinen und die Untersuchung ihrer magnetischen Felder. Von W. NÜRNBERG. Vierte, neubearbeitete und erweiterte Auflage. XII, 467 S. mit 340 Abb. Berlin-Göttingen-Heidelberg: Springer-Verlag. 1959. Ganzleinen DM 34,50.

In die nunmehr vorliegende 4. Auflage des bekannten Lehrbuches von W. Nürnberg wurde ein neuer Abschnitt über Prüffeld- und Betriebsmessungen mit Flußmesser und Hall-Sonde im Umfang von 53 Seiten Text mit 54 Abb. aufgenommen. In diesem Abschnitt wird zunächst die Wirkungsweise dieser Geräte behandelt und dann auf ihre Anwendung bei der Ermittlung der Feldverteilung von Synchron- und Gleichstrommaschinen eingegangen, wobei z. B. auch das dynamische Verhalten von Haupt- und Wendefeldern bei Gleichstrommaschinen besprochen wird. Dieser neue Abschnitt ist als sehr gelungen zu bezeichnen.

Die übrigen Abschnitte des Buches sind von der vorhergehenden Auflage praktisch unverändert übernommen worden, nur die Textabbildungen wurden zum großen Teil umgezeichnet und dabei die Wicklungen normgemäß dargestellt (ausgefülltes Rechteck). Es gilt daher im wesentlichen das bei der Besprechung der früheren Auflage Gesagte (E und M, 73. Jg. [1956], S. 402). Zu wünschen wäre nach Ansicht des Berichterstatters eine stärkere Berücksichtigung der neueren Fassungen der einschlägigen Vorschriften für Maschinen und Transformatoren (IEC, VDE, SEV u. a.), weil in diesen Vorschriften wertvolle Meßverfahren empfohlen sind. Bei der Synchronmaschine haben sich inzwischen die Bezeichnungen Anfangsreaktanz und Übergangsreaktanz eingebürgert (S. 179 und 181). Bei den gebrachten Gleichungen wäre empfehlenswert, die betreffenden Größengleichungen voranzustellen, wodurch die Darstellung übersichtlicher, und besonders der Anfänger in das Rechnen mit Größengleichungen eingeführt werden würde.

Vorstehende Bemerkungen wurden deshalb gemacht, weil sich das Buch von Nürnberg, dank seiner klaren und übersichtlichen Darstellung, einer großen Beliebtheit sowohl im Laboratoriumsbetrieb an den Hochschulen als auch in der Industrie erfreut und es für viele junge Kollegen der erste Leitfaden und die erste Einführung ist, die sie bei ihrer praktischen Tätigkeit zur Hand nehmen. Das Buch ist deshalb so wertvoll, weil es neben dem rein Meßtechnischen auch weitgehend in die physikalische Wirkungsweise der Maschinen bis in die Einzelheiten eingeht. Es ist ihm auch weiterhin eine große Verbreitung zu wünschen.

R. STIX

DK 621.313.04 (048.1)

Die praktische Berechnung elektrischer Maschinen. Von Th. KÖNIGSHOFER. Mit 126 Textabbildungen, 33 Tabellen. XV, 319 Seiten. Berlin: Technischer Verlag H. Cram, 1959. Ganzleinen DM 38,—.

Der Verfasser hat es sich zur Aufgabe gemacht, leichtfaßliche Unterlagen zur Berechnung der wichtigsten Arten elektrischer Maschinen herauszubringen, die für die Praxis in normalen Fällen ausreichen. Dieses Vorhaben ist in der Hauptsache als erfüllt zu betrachten. Der Inhalt dieses neuen Buches erstreckt sich auf Gleichstrommaschinen, Transformatoren, Asynchronmaschinen, Synchronmaschinen und auf die einleitend gebrachten Angaben über Maßeinheiten und Grundbegriffe. Zu jeder behandelten Maschinengattung sind die notwendigen Entwurfsangaben und passenden Berechnungsbeispiele vorgesehen. Die Darstellung des Stoffes ist im übrigen verhältnismäßig knapp gehalten, doch sind einzelne Abschnitte ausführlicher behandelt. Dies gilt vor allem von der Stromwendung bei Gleichstrommaschinen, von der Berechnung der Stromverdrängungsläufer bei Drehstrommotoren, von der Ausführung der Synchronmaschine als Motor mit Anlaufkäfig und von den Streuungsberechnungen. Hinsichtlich der Wicklungen wird größtenteils auf das 1956 erschienene Buch des Verfassers „Die Wicklungen elektrischer Maschinen“ verwiesen. Lediglich die Verwendung des Nutensternes für die Behandlung der Drehstromwicklungen wird nunmehr noch gezeigt. In mathematischer Hinsicht werden an den Leser keine hohen Anforderungen gestellt; nur bei den Stromverdrängungs-Rechnungen wird mit komplexen Zahlen gearbeitet.

Während das Buch bezüglich der praktischen Berechnungsangaben des Hauptteiles im großen und ganzen als zweckentsprechend zu bezeichnen ist, sind, vor allem bei den theoretischen Grundlagen, sachliche Unrichtigkeiten und Mängel in der Ausdrucksweise festzustellen, die bei einer etwaigen Neuauflage unbedingt ausgemerzt gehören. Es wäre überhaupt zweckmäßiger gewesen, die Grundlagen größtenteils als bekannt vorauszusetzen und nur dort, wo es unbedingt notwendig ist, solche Angaben passend in den Text der Hauptabschnitte einzuschalten. Der dadurch gewonnene Raum könnte dann für die Behandlung weiterer Maschinenarten herangezogen werden.

In der vorliegenden Form stellt das Werk trotz gewisser Schwächen einen immerhin beachtlichen Versuch dar, einen für die Praxis geeigneten einfachen Behelf zur raschen Berechnung elektrischer Maschinen zu schaffen.

J. HUBER

Briefe an die Schriftleitung

DK 537/538 (048.1)

Übersicht über die theoretische Elektrotechnik, I. Teil Von A. VON WEISS. 2. Aufl. Füssen: C. F. Winter'sche Verlagshandlung. 1959. Buchbesprechung von H. HOFMANN. E und M, 77. Jg. (1960), H. 6, S. 136.

Im Rahmen eines Versuches einer kritischen Betrachtung definiert der Rezensor eine mit dem magnetischen Kraftfluß Φ dimensionsgleiche Größe p , bezeichnet sie als Polstärke und wendet sich mit Recht dagegen, daß man diese Größe durch den von der Polfläche A eines Magneten ausgehenden Kraftfluß ersetzt und die Kraft F auf einen Magneten mit *ausgedehnter* Polfläche nach der Beziehung $\mathfrak{F} = \Phi \mathfrak{H}$ berechnen will. Wer aber das besprochene Buch als aufmerksamer Leser zur Hand nimmt, wird mit Verwun-

derung feststellen müssen, darin über eine solche mit Recht als „ausgesprochener Irrtum“ bezeichnete Begriffsmischung selbst auf den zitierten Seiten nichts finden zu können: An *keiner* Stelle des besprochenen Buches wird eine „Polstärke“ definiert oder durch den magnetischen Fluß Φ „ersetzt“, denn wenn man etwas ersetzen will, muß man es zunächst wohl definieren. Auf der zitierten Seite 166 heißt es vielmehr: „*Kennzeichnet* man die „Polstärke“ der *Magnetnadel* durch den vom Pol ausgehenden Kraftfluß Φ , so kann . . .“. Kennzeichnen und Ersetzen sind aber zwei verschiedene Begriffe! Auch wird an *keiner* Stelle versucht, die Kraft auf ausgedehnte Polgebiete nach der angegebenen Beziehung zu berechnen.

Der Begriff der Polstärke als „magnetische Menge“ ist nicht nur physikalisch untragbar, sondern in der modernen

Darstellung durch rationale Größen, geschrieben als Größen-gleichungen, völlig überflüssig. Es ist daher auch nicht verwunderlich, wenn im Schrifttum Größen mit völlig verschiedener Dimension als „Polstärke“ bezeichnet und definiert werden¹⁾. Ich habe im besprochenen Buch die Polstärke nur im allgemeinen Sinne erwähnt und bewußt auf eine Definition dieses veralteten Begriffes als Größe verzichtet. Stellt man aber den magnetischen Kraftfluß Φ als selbständige Grundgrößenart in den Vordergrund, wie von mir auf S. 45 und in Kap. 7,2 begründet, so kann man in Analogie zur Definition der elektrischen Feldstärke eine Vektorgröße $\mathfrak{H} = \mathfrak{F}/\Phi$ als magnetische Feldstärke definieren. Es handelt sich hierbei zunächst um eine reine Definitionsgleichung, wie auf S. 166 ausdrücklich betont wird. Offenbar hat aber der Rezensor übersehen, daß Φ dabei der Fluß eines „unendlich kleinen, d. h. punktförmigen Polgebietes“ (Einheitspoles) ist, wie auf S. 188 einleitend gerade bei der Behandlung der Kraftwirkung auf Polgebiete ausdrücklich angegeben ist.

Zugegeben, daß die Ableitung der Kraftbeziehung auf der zitierten S. 194 nicht als sehr glücklich bezeichnet werden muß. Man könnte sie wohl besser aus einer energetischen Betrachtung oder durch Integration über die Polfläche durchführen. Der Rezensor verschweigt aber, daß es sich hierbei *insgesamt* um eine Näherungsbetrachtung handelt und außerdem nicht einfach um die „Ableitung der Kraft auf den Anker eines Elektromagneten“, sondern um einen reinen Spezialfall. Dabei warnt er an anderer Stelle — sehr mit Recht — selbst davor, Spezialfälle zu verallgemeinern! Nach dem Originaltext der zitierten S. 194 handelt es sich *nur* um die Ermittlung einer Beziehung für die „Kraft auf den *angezogenen* Anker eines Elektromagneten“, die auch „für genügend *kleine* Luftspalte zur *angenäherten* Berechnung der Hubkraft“ dienen kann. Ein doch wohl sehr wesentlicher Unterschied!

Ferner muß noch richtig gestellt werden, daß die von mir als magnetische Polarisation bezeichnete Größe \mathfrak{J} *ohne* Einschränkung einfach als Differenz $\mathfrak{J} = \mathfrak{B} - \mathfrak{B}_0$ eingeführt wurde.

Daß schließlich die Ausführungen über eine angeblich „verschärfte Polemik“ auf S. 218 gegen den Begriff der „induzierten EMK“ ebenfalls das von mir wirklich Gesagte gar nicht erkennen lassen und damit kaum in Zusammenhang stehen, sei nur am Rande vermerkt. Darauf näher einzugehen, erübrigt sich.

A. von Weiss, Nürnberg

Auf die mir überreichte Stellungnahme des Autors A. v. Weiss zu meiner Buchbesprechung möchte ich wie folgt eingehen:

Zunächst zur Formel für die Kraft auf „Polgebiete“ eines Magneten: Die Tatsache, daß der Autor in der von ihm verwendeten Formel

$$\mathfrak{F} = \Phi \cdot \mathfrak{H} \quad (1)$$

mit dem Buchstaben \mathfrak{F} die Kraft und mit dem Buchstaben \mathfrak{H} die magnetische Erregung (Feldstärke) der Maxwellschen Theorie meint, beweist, daß er in der physikalisch richtigen Beziehung

$$\mathfrak{F} = P \cdot \mathfrak{H} \quad (P \dots \text{Polstärke}) \quad (2)$$

die Polstärke P durch den magnetischen Fluß ersetzt hat. Dabei sei sofort bemerkt, daß die Polstärke P als Gesamtheit magnetischer Mengen, die es ja nach den bisherigen Feststellungen gar nicht gibt, selbstverständlich ein Hilfsbegriff ist, der aber noch vielfach Verwendung findet und der bei richtiger Handhabung hinsichtlich der Kraft und des Drehmomentes zu denselben, auch experimentell gesicherten Ergebnissen führt, die man etwa aus der Vorstellung der

Molekularströme oder auch aus energetischen Betrachtungen ableiten kann.

Zunächst sei der Nachweis dafür erbracht, daß die von Weiss verwendete Kraftformel (1) auch vom differentiellen Polflächenelement, also von

$$d\mathfrak{F} = d\Phi \cdot \mathfrak{H} = (\mathfrak{B} d\mathfrak{A}) \cdot \mathfrak{H} \quad (3)$$

ausgehend, bei Integration über die Polfläche (wie A. v. Weiss in seiner Stellungnahme im Zusammenhang mit dem Hubmagneten selbst vorschlägt) zu einem falschen Ergebnis führt. Der Ausdruck (3) läßt sich sehr leicht in das Produkt eines „Spannungstensors“ mit dem Flächenelement $d\mathfrak{A}$ umwandeln:

$$\begin{aligned} d\mathfrak{F} &= d\Phi \cdot \mathfrak{H} = (\mathfrak{B} d\mathfrak{A}) \cdot \mathfrak{H} = \mathfrak{H} (\mathfrak{B} d\mathfrak{A}) = \\ &= (\mathfrak{H}; \mathfrak{B}) d\mathfrak{A} = (\mathfrak{H}; \mathfrak{B}) n dA, \end{aligned} \quad (4)$$

($n \dots$ äußerer Einheitsvektor der Flächennormalen). Die Dyade $\mathfrak{H}; \mathfrak{B}$ hätte also die Bedeutung eines „Spannungstensors“ und die auf die Oberfläche des Magneten wirkende Spannung wäre

$$p = (\mathfrak{H}; \mathfrak{B}) n, \quad (5)$$

was aber offensichtlich falsch ist, da sowohl theoretisch als auch experimentell nachgewiesen ist, daß der richtige Ausdruck

$$p = \left\{ \mathfrak{H}; \mathfrak{B} - \frac{1}{2} (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) I \right\} n \quad (I \dots \text{Einheitstensor}) \quad (6)$$

lautet. Der in der geschlungenen Klammer stehende Ausdruck ist der Maxwellsche Spannungstensor. Der Autor könnte also beim Beispiel des Hubmagneten, auch vom differentiell kleinen Polflächenelement ausgehend, durch Integration über die Polfläche nicht zum richtigen Resultat gelangen, wenn er seine Formel (3) benützt. Man kann in diesem Fall bei kleinem Luftspalt die Feldlinien bekanntlich angenähert normal aus der Polfläche des Hubmagneten austretend annehmen, so daß die drei Vektoren \mathfrak{H} , \mathfrak{B} und n zueinander parallel und in den Vektorformeln vertauschbar sind. Mit Hilfe des Maxwellschen Spannungstensors erhält man nach (6) das Resultat

$$p = \mathfrak{H} (\mathfrak{B} n) - \frac{1}{2} (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) n = (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) n - \frac{1}{2} (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) n = \frac{1}{2} (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) n \quad (7)$$

mit dem richtigen Betrag $1/2 (\mathfrak{H} \mathfrak{B})$ für die in diesem Fall normal auf die Oberfläche stehende Spannung. Die Formel nach Weiss ergibt hier, wenn man gleich von Formel (5) ausgeht,

$$p = \mathfrak{H} (\mathfrak{B} n) = (\mathfrak{H} \mathfrak{B}) n, \quad (8)$$

also gerade die doppelt so große Spannung, wodurch letzten Endes das von mir beanstandete, eigenartige Hineinbringen des Faktors $1/2$ auf S. 194 notwendig wurde.

Der Wert oder Unwert der Polstärke — sowie auch jeder beliebigen anderen physikalischen Größe — hat natürlich nicht das mindeste damit zu tun, ob man die physikalischen Beziehungen in Form von Größen- oder Maßzahlgleichungen und diese wieder in rationaler oder nichtrationaler Form schreibt. Genau so wenig kann man allein aus Dimensionsbetrachtungen den physikalischen Gehalt einer Größe erkennen. Wenn man etwa die Dimension der Wirkung in die Dimensionen der elektrischen Ladung und des magnetischen Flusses spaltet, so besteht deshalb noch lange kein Dualismus zwischen diesen beiden letzteren Größen. Gerade auf Grund der modernen, auf der Elektronentheorie fußenden Anschauung über das elektromagnetische Feld wissen wir, daß wegen des Fehlens magnetischer Mengen keine Symmetrie zwischen elektrischem und magnetischem Feld besteht. (Gäbe es magnetische Mengen, so bestünde eine derartige Symmetrie und man würde zweckmäßigerweise die Dimension der Wirkung in die Dimensionen der elektrischen und der magnetischen

¹⁾ A. Sommerfeld definiert in „Elektrodynamik“ S. 11/12 eine rationale Polstärke p mit der Dimension Stromstärke \cdot Länge und damit die Induktion $\mathfrak{B} = \mathfrak{F}/p$, während dann $H = p/A$ als „magnetische Erregung“ erscheint.

Ladungen spalten!) Geht man also vom Induktionsfluß als Grundgröße aus, so ist das reiner Formalismus ohne jeden besonderen physikalischen Gehalt. Man kann auch jede andere geeignete physikalische Größe (die also nicht aus den schon bekannten abgeleitet ist) mit gleicher Berechtigung als Grundgröße wählen.

Abschließend sei zum Problem der Kraft auf magnetisierte Materie erwähnt, daß auch der folgende Sommerfeldsche Ansatz

$$\mathfrak{F} = p \mathfrak{H} \quad (9)$$

(s. SOMMERFELD, „Vorlesungen über theoretische Physik, Bd. III, Elektrodynamik“, Leipzig, 1949, S. 43) falsch ist, wobei die dort verwendete Polstärke p mit der in der richtigen Formel (2) vorkommenden Größe P im Zusammenhang

$$p = \frac{P}{\mu_0} \quad (10)$$

steht. Sommerfeld selbst hat diesen Ansatz, der, auf ein Volumselement bezogen, auf eine Kraftdichte

$$\mathfrak{f} = \frac{d\mathfrak{F}}{dV} = \frac{dp}{dV} \cdot \mathfrak{H} = \frac{1}{\mu_0} \frac{dP}{dV} \mathfrak{H} = \frac{1}{\mu_0} (\operatorname{div} \mu_0 \mathfrak{H}) \cdot \mathfrak{H} = \operatorname{div} \mathfrak{H} \cdot \mathfrak{H} \quad (11)$$

führt, wieder aufgegeben (s. Sommerfeld und BOPP, „Zum Problem der Maxwellschen Spannungen“, Ann. Phys. 6. Folge, Bd. 8, H. 1–2, 1950). Auch der Versuch einer unmittelbaren Anwendung des aus der Elektronentheorie stammenden Lorentzschen Kraftansatzes durch Sommerfeld in derselben, zuletzt zitierten Arbeit mißglückte, was sehr bald durch DÖRING (Über die Kraft und das Drehmoment auf magnetisierte Körper im Magnetfeld“, Ann. Phys. 6. Folge, Bd. 9, H. 6–7, 1951), allerdings nur durch einen mathematischen Kunstgriff, nachgewiesen werden konnte. Es ist mir dann gelungen, in voller Allgemeingültigkeit die Frage des Kraftangriffes des elektromagnetischen Feldes an der Materie, sowohl von magnetischen Mengen als auch von Elementarströmen ausgehend, zu klären und die Übereinstimmung der physikalisch richtigen Ansätze mit den aus energetischen Überlegungen gewonnenen Maxwellschen Spannungen nachzuweisen (s. H. Hofmann, 6 Arbeiten über die Kraft und das Drehmoment im elektromagnetischen Feld, Öst. Ing.-Archiv, Bd. X [1956], H. 4; Bd. XI [1957], H. 1, H. 2, H. 4; Bd. XII [1958], H. 1/2. Ferner: „Über die Deutung der Maxwellschen Gleichungen mit Hilfe elektrischer und magnetischer Mengen“, Acta Physica Austriaca, Bd. XI [1957], H. 2, und schließlich: „Kräfte und Feldstärken im elektromagnetischen Feld“, E und M, 76. Jg. [1959], H. 24).

Zur Definition der magnetischen Polarisierung \mathfrak{J} : Mein Einwand richtete sich ausdrücklich gegen die Definition von \mathfrak{J} als „der durch die Anwesenheit der Materie hervorgerufene Zuwachs an Induktion“ bzw. als „zusätzliche von der Materie herrührende Kraftflußdichte“. Diese Definition scheint beim Spezialfall des Ringsolenoides tatsächlich zu

stimmen, in Wahrheit ist sie aber im allgemeinen Fall aus folgenden Gründen unhaltbar:

Das wesentlichste Merkmal der magnetischen Induktion ist ihre Quellenfreiheit. Auch ein *Zuwachs* oder ein *Teilbetrag* einer Induktion muß natürlich quellenfrei sein, was aber weder für \mathfrak{J} noch für $\mu_0 \mathfrak{H}$ zutrifft, die man somit weder als Zuwachs noch als Teilbetrag an Induktion bezeichnen darf. Darüber hinaus ist $\mu_0 \mathfrak{H}$ in der Materie im allgemeinen keineswegs gleich groß wie die Vakuuminduktion, die an derselben Stelle ohne Anwesenheit der Materie vorhanden wäre. Gerade beim Ringsolenoid aber liegen spezielle Verhältnisse vor, bei denen sich die oben angegebene wörtliche Definition des Autors als scheinbar richtig erweist: Hier sind tatsächlich sowohl \mathfrak{J} als auch $\mu_0 \mathfrak{H}$ quellenfrei und $\mu_0 \mathfrak{H}$ ist (bei gleichbleibender Erregung der Spule) gleich der Vakuuminduktion \mathfrak{B}_0 im Falle der Abwesenheit der magnetisierten Materie.

Ich glaube, es ist die Tatsache, daß sowohl \mathfrak{J} als auch $\mu_0 \mathfrak{H}$ dieselbe Dimension wie \mathfrak{B} besitzen, vielfach die Ursache dafür, daß man diese Größen fälschlicherweise als Induktionen anspricht. (Man nennt doch die magnetische Spannung auch nicht eine „elektrische Stromstärke“, obwohl sie dieselbe Dimension wie diese besitzt!) In Wahrheit besteht zwischen den drei verschiedenen Vektorgößen \mathfrak{J} , \mathfrak{H} und \mathfrak{B} der Maxwellschen Theorie ganz einfach der lineare Zusammenhang

$$\mathfrak{B} = \mu_0 \mathfrak{H} + \mathfrak{J} \quad (12)$$

mit μ_0 als universeller Konstante. \mathfrak{J} und \mathfrak{H} bzw. $\mu_0 \mathfrak{H}$ sind Vektorfelder mit Quellen (und Wirbeln), \mathfrak{B} ist ein quellenfreier Vektor. Es ist außerordentlich zu bedauern, daß Schreibweisen wie

$$\mu_0 \mathfrak{H} = \mathfrak{B}_0 \text{ (in der Materie!)} \quad (13)$$

und

$$\mathfrak{J} = \mathfrak{B}_1 \quad (14)$$

sogar in der Normung Eingang gefunden haben, da sie zu der falschen Vorstellung, $\mu_0 \mathfrak{H}$ in der Materie bzw. \mathfrak{J} seien Induktionen, unmittelbar verleiten müssen. Die Symbole \mathfrak{B}_0 bzw. \mathfrak{B}_1 sind meiner Meinung nach hier genau so falsch, wie wenn jemand plötzlich auf die Idee käme, für die magnetische Spannung und die elektrische Stromstärke gleichermaßen das Buchstabensymbol I zu verwenden.

Ich glaube, durch die vorstehenden, ausführlichen Erläuterungen meine naturgemäß knapper gehaltenen Ausführungen im Rahmen der Buchbesprechungen hinreichend ergänzt zu haben und hoffe, daß der Autor daraus ersehen kann, daß ich sein Buch sehr wohl genau studiert und mir darüber gründlichste Gedanken gemacht habe. Gerade weil mir bekannt ist, welche Verbreitung das sonst vorzüglich geschriebene Buch gefunden hat und sicherlich auch weiterhin finden wird, habe ich es als Besprecher für meine Pflicht gehalten, auf die wenigen, zu verbessernden Punkte unbedingt näher einzugehen.

H. Hofmann, Wien

Eingelangte Bücher und Schriften

VDE 0101/7.60. Bestimmungen für das Errichten von Starkstromanlagen mit Nennspannungen von 1 kV und darüber¹⁾

Die alten „Errichtungsvorschriften“ für Hochspannungsanlagen sind seit 1930 im großen und ganzen unverändert geblieben; 1943 erschien die letzte Ausgabe. Diese Vorschriften mußten daher dem heutigen Stand der Technik ange-

¹⁾ Es wird darauf hingewiesen, daß in Österreich derzeit noch die VDE-Vorschriften vom Stande 10. April 1945, jedoch nach Maßgabe der Änderungen und Ergänzungen der Runderlasse des Bundesministeriums für Handel und Wiederaufbau Nr. 1 bis 13, gelten.

paßt werden. Nach jahrelanger Kommissionsarbeit und in Abstimmung insbesondere mit den Leitsätzen für die Isolationsbemessung VDE 0111 sind nunmehr die neuen Errichtungsbestimmungen VDE 0101/7.60 herausgegeben worden. Sie enthalten im Vergleich mit den alten Vorschriften u. a. grundsätzlich neue Paragraphen über Stromrichter, Kondensatoren, Isolation, Klimabedingungen, Kurzschlußstrom, Aufbau von Freiluftanlagen, Druckluftanlagen und die Prüfung fabrikfertiger Anlagen. Darüber hinaus wurden die älteren Paragraphen dem Stande der Technik angepaßt, soweit wie möglich auch den IEC-Empfehlungen. In diesem Sinne

wurden auch zwei verschiedene Isolationsklassen bzw. Abstandsmaße für die einzelnen Reihenspannungen festgelegt. Die Schaltanlagen können nunmehr entweder nach den neuen Reihen N mit großen Abstandsmaßen gebaut werden oder mit kleineren Maßen S entsprechend dem probeweise zugelassenen, herabgesetzten unteren Stoßpegel der Leitsätze für die Isolationsbemessung VDE 0111. Die Reihen N kommen z. B. für Freileitungsnetze, besonders in gewitterreichen Gegenden, in Betracht, die Reihen S z. B. in Kabelnetzen oder Anlagen mit gut ausgebildetem Überspannungsschutz. Hierdurch ist die Möglichkeit gegeben, z. B. für den Export nach IEC zu bauen, andererseits z. B. stahlblehgekapselte Anlagen in Kabelnetzen wirtschaftlich mit kleinen Abmessungen zu erstellen.

Es ist unmöglich, das gesamte Gebiet der Hochspannungsanlagen von 1...380 kV in starre Vorschriften zu kleiden, ohne gleichzeitig die kommende Entwicklung zu hemmen. Die neuen Bestimmungen VDE 0101 enthalten daher Vorschriften, Regeln und Leitsätze, die so kurz wie möglich gefaßt wurden. Um etwa bestehende Unklarheiten zu beseitigen, wurden außerdem vom Kommissionsvorsitzenden, Obering. B. FLECK, unter Billigung durch die Kommissionsmitglieder Erläuterungen gleichfalls mit Bildern verfaßt und in etwa gleichem Umfang wie die Bestimmungen als Heft 11 der VDE-Schriftenreihe herausgegeben.

Die neuen Bestimmungen VDE 0101/7.60 und die Erläuterungen können in Österreich über den ÖVE bezogen werden.

Mitteilungen

Ernennungen und Ehrungen

Die Technische Hochschule in Graz hat in einem Festakt am 25. Juni 1960 dem geschäftsführenden Gesellschafter des Springer-Verlages in Wien, Herrn OTTO LANGE, für seine hervorragenden Verdienste um das technisch-wissenschaftliche Schrifttum die Würde eines Ehrensensors verliehen.

Der Bundespräsident hat mit Entschließung vom 21. April 1960 dem Vorstand des Physikalischen Laboratoriums der Wr. Stadtwerke-Elektrizitätswerke, Herrn Senatsrat Dipl.-Ing. Dr. techn. FRANZ OTTO SKALA, das Goldene Ehrenzeichen für Verdienste um die Republik Österreich verliehen.

Herr Senatsrat Dr. Skala ist Mitglied des Hauptausschusses des Österreichischen Verbandes für Elektrotechnik und Fachreferent in einem IEC-Komitee.

In einer akademischen Feier an der Technischen Hochschule in Wien wurde Herrn Prof. Dr. techn. MILAN VIDMAR, Ljubljana, und dem Ehrenmitglied des ÖVE, Herrn Prof. Dir. Dipl.-Ing. Dr. techn. GUSTAV MARKT, am 1. Juli 1960 das Goldene Doktordiplom verliehen.

Glockner-Kaprun in Cinemascope

Die Kurt Steinwendner-Film-Produktion dreht einen Dokumentar-Kulturfilm über Kaprun mit dem Titel „Glockner-Kaprun“. Damit wird die Geschichte des Großkraftwerkes Kaprun und die Funktion des derzeit größten europäischen Speicherwerkes gezeigt. Dieser Film — ein Denkmal österreichischen Aufbauwillens — wird in drei Sprachen: englisch, französisch, deutsch, in Farbe und — ein absolutes Novum in der Geschichte des Dokumentarfilmes — in Cinemascope gedreht. Man bekommt die faszinierende Gebirgswelt des Tauernmassivs in Verbindung mit den gigantischen Staumauern, den Grenzleistungsgeneratoren, durch die die österreichische Elektrizitätswirtschaft auf dem internationalen Markt großes Ansehen gewonnen hat, zu sehen. In einer Rekonstruktion des historischen Teiles erleben wir die Besetzung Österreichs, die Arbeit am Tauernkraftwerk Kaprun während des Krieges, das Kriegsende und die Befreiung.

Zweite ILMAC vom 15. bis 20. Oktober 1962

Auf Grund des großen Erfolges der ILMAC, Internationalen Fachmesse und Fachtagungen für Laboratoriumstechnik, Meßtechnik und Automatik in der Chemie, die im November 1959 in Basel stattfand, hat das Organisationskomitee einstimmig beschlossen, die Veranstaltung zu wiederholen. Die zweite ILMAC wird als Fachmesse, verbun-

den mit Fachtagungen, vom 15. bis 20. Oktober 1962 wiederum in den Hallen der Schweizer Mustermesse in Basel durchgeführt.

Studienreise nach den USA für die Werkzeugmaschinenindustrie

Diese Flugpauschalreise findet in der Zeit vom 8. bis 22. September 1960 in die Städte New York, Chicago, Cincinnati, Miami und Washington statt. Außer den im Programm genannten Besichtigungen haben die Teilnehmer die Möglichkeit, die „Machine Tool Show“, die „Production Engineering Show“ und die „Coliseum Machinery Show“ zu besuchen.

In den USA steht ein deutschsprechender Reiseleiter zur Verfügung.

Die Organisation der Reise obliegt dem Reisebüro Austrobus, Wien I, Dr.-Karl-Lueger-Ring 8, Fernsprecher: 63 47 47; Interessenten können dort nähere Auskünfte und Programme erhalten.

Vortragstagung „Industrielle Chemie“

In der Zeit vom 14. bis 17. September 1960 findet im Gebäude der Handelskammer Oberösterreich, Linz, Hessenplatz, die Tagung „Industrielle Chemie“ statt. Folgende Gebiete werden behandelt: Kunststoffe — Chemiefasern — Zellstoff und Papier — Baustoffe sowie textilchemische und koloristische Themen. Veranstalter wird diese Tagung unter Mitwirkung des Wirtschaftsförderungsinstitutes der Kammer der gewerblichen Wirtschaft Oberösterreichs vom Verein Österreichischer Chemiker gemeinsam mit den angeschlossenen Vereinigungen Gesellschaft für Chemiewirtschaft und Österreichische Vereinigung der Zellstoff- und Papierchemiker und -techniker sowie mit dem Verein Österreichischer Textilchemiker und Koloristen.

Anfragen werden an das Sekretariat des Vereines Österreichischer Chemiker, Wien I, Eschenbachgasse 9, Fernruf: 57 42 49, erbeten.

Anschriften der Verfasser der Aufsätze dieses Heftes:

Prof. Dr. techn. Herbert Melan, Technische Hochschule Wien, Wien VI, Getreidemarkt 9.

Prof. D. Müller-Hillebrand, Institut für Högspänningsforskning, Uppsala, Schweden.

Dr.-Ing. W. Schuisky, c/o SSW AG Mülheimer Werk, Mülheim/Ruhr, Postschließfach 406, B.R.D.

Herbert Schramm, Bad Honnef/Rhein, Rommersdorferstr. 16a, B.R.D.

Obering. Dr.-Ing. H. Nacke, Technische Hochschule Braunschweig, Braunschweig, Pockelstraße 4, B.R.D.

INTERNATIONALER KONGRESS MIT
AUSSTELLUNG FÜR MESSTECHNIK UND AUTOMATIK

INTERKAMA 1960

DÜSSELDORF · 19. BIS 26. OKTOBER 1960

Nordwestdeutsche Ausstellungs-Gesellschaft mbH. (Nowea)

Düsseldorf, Messegelände · Telex: 0858 4853 Nowea Dssd.

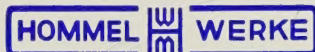


messen

steuern

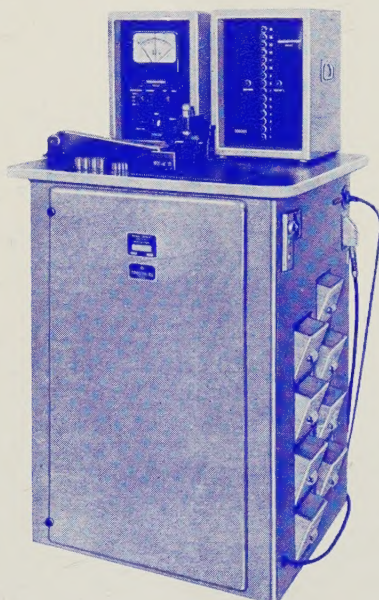
sortieren

Unterbreiten Sie uns
Ihre Probleme



MANNHEIM

FABRIK FÜR PRÄZISIONSWERKZEUGE



Feinzeiger

„Micronova“

„Microcontac“

Elektrische Längenmeßgeräte

Elektronische
Meßsteuerungen

Oberflächen-Prüfgerät
„Perth-O-Meter“

Rundheits-Prüfgeräte

GENERALVERTRETUNG FÜR ÖSTERREICH:

H. HOMMEL & CO

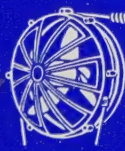
GESELLSCHAFT M. B. H.

WIEN I, SCHWARZENBERGSTRASSE 10 • TEL. 52 95 01 Δ

RUSA
ZUG
MAGNETE

REGEL — SCHUTZ — STEUER
TRANSFORMATOREN

RUSA Arnold, Wien XVIII, Schumannngasse 36, Ruf 33 33 85



Marelli VENTILATOREN

*laufen
leise*

DR. WILH. HEINISCH
WIEN VII. KIRCHENG. 19



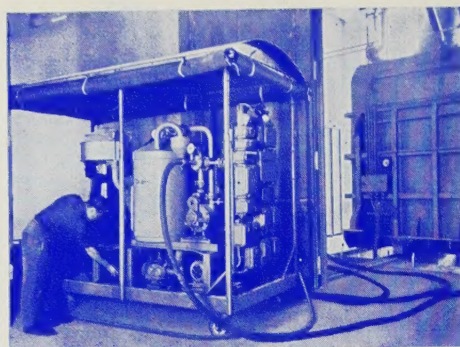
DE LAVAL**Hochvakuum-Separatoren-Aggregate**

für universelle Isolierölbehandlung

DE LAVAL**Separatoren-Aggregate**

für die Reinigung von Schmier- und Reglerölen

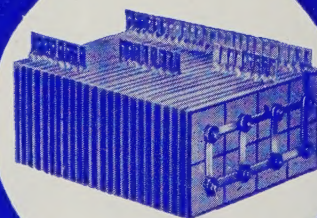
Ein Qualitätsbegriff auf der ganzen Welt

Bitte verlangen Sie unsere neuen
Sonderbroschüren!

Transportables De Laval Hochvakuum-Separatoren-
aggregat bei der Konservierung eines 45 MVA-Öl-
transformators

AKTIENGESELLSCHAFT
ALFA-LAVAL

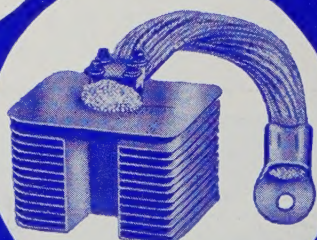
INDUSTRIEABTEILUNG
WIEN XII, WIENERBERGSTRASSE 31, TEL. 54 46 11

**GLEICHRICHTER**

SELENGLEICHRICHTER



SILIZIUMGLEICHRICHTER

SYSTEME

GERMANIUMGLEICHRICHTER

ANLAGEN**SCHRACK**